

Titre: Influence de l'éclatement du pressiomètre sur la mesure des propriétés de résistance et de déformation des argiles en conditions non drainées
Title:

Auteur: Bassam El Hussein
Author:

Date: 1999

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: El Hussein, B. (1999). Influence de l'éclatement du pressiomètre sur la mesure des propriétés de résistance et de déformation des argiles en conditions non drainées [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie.
Citation: <https://publications.polymtl.ca/8831/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/8831/>
PolyPublie URL:

Directeurs de recherche:
Advisors:

Programme: Non spécifié
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

**INFLUENCE DE L'ÉLANCEMENT DU PRESSIOMÈTRE SUR LA MESURE
DES PROPRIÉTÉS DE RÉSISTANCE ET DE DÉFORMATION DES ARGILES
EN CONDITIONS NON DRAINÉES**

BASSAM EL HUSSEINI

**DÉPARTEMENT DES GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUE ET DES MINES
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL**

**MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE CIVIL)**

JUIN 1999



National Library
of Canada

Acquisitions and
Bibliographic Services

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Bibliothèque nationale
du Canada

Acquisitions et
services bibliographiques

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

Our file Notre référence

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

The author retains ownership of the copyright in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

0-612-53582-7

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

**INFLUENCE DE L'ÉLANCEMENT DU PRESSIOMÈTRE SUR LA MESURE
DES PROPRIÉTÉS DE RÉSISTANCE ET DE DÉFORMATION DES ARGILES
EN CONDITIONS NON DRAINÉES**

présenté par : **EL HUSSEINI BASSAM**

en vue de l'obtention du diplôme de : **Maîtrise ès sciences appliquées**

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

MMe. **LEITE Maria Helena**, Ph.D., président

M. **SILVESTRI Vincent**, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. **MONTÈS Pierre**, Ph.D., membre

À mes parents
et
mes deux sœurs

RÉSUMÉ

L'influence de la longueur de la sonde pressiométrique sur la résistance au cisaillement et le module de cisaillement obtenus lors d'essais réalisés dans l'argile a été étudiée à l'aide d'une analyse par différences finies. Cette technique a permis de faire une étude paramétrique sans prendre en compte les facteurs compliqués (consolidation, drainage partiel, contrainte horizontale, ...) présent dans tout essai sur le terrain.

Nous montrons que la valeur de la résistance au cisaillement mesurée diminue avec l'augmentation du rapport longueur - diamètre (L / D) du pressiomètre et qu'elle est plus élevée que la valeur en déformation plane même pour les sondes les plus longues. Lors de l'étude de l'effet de L / D sur la résistance apparente, des facteurs de correction pour le module de cisaillement et la résistance au cisaillement résultant des essais pressiométriques sont proposés. Le rapport longueur - diamètre (L / D) a un effet minime sur les propriétés élastiques.

Il paraît qu'il y a une corrélation directe entre les valeurs obtenues avec le pressiomètre et les valeurs obtenues par des essais au laboratoire ou chantier. Les facteurs de correction déduits sont appliqués à des résultats expérimentaux, une approximation de 99.6 % est obtenue.

ABSTRACT

The influence of the finite length of the pressuremeter probe on the shear strength and shear modulus that would be obtained from tests in clay have been studied by the mean of finite difference analysis. This technique enabled a parametric study to be carried out without the complicating factors (consolidation, partial drainage, horizontal stress, ...) that are present in the field testing.

It is shown that the value of the measured shear strength tends to decrease with increasing length-diameter ratio (L / D) of the pressuremeter and that it is higher than the plane strain value even for the longest probe. In the study of the effect of L / D on the apparent strength, charts of correction factors for shear modulus and shear strength derived from the pressuremeter test are presented. The effect of the length-diameter (L / D) ratio has minimal effect on the elastic properties.

Moreover a direct connection seems to exist between the values derived from the pressuremeter test and values obtained with laboratory or field tests. The predicted correction factors are checked against experimental data, and a recovery of $\approx 99.6 \%$ is obtained.

REMERCIEMENTS

Au terme de cette recherche, je tiens à exprimer mes sincères remerciements au professeur Vincent Silvestri pour sa disponibilité et pour ses conseils fructueux.

Je tiens aussi à remercier le collègue Riad Diab, pour ses conseils et son aide précieuse.

TABLE DES MATIÈRES

RÉSUMÉ.....	v
ABSTRACT.....	vi
REMERCIEMENTS.....	vii
TABLE DES MATIÈRES.....	viii
LISTE DES SYMBOLES.....	x
LISTE DES TABLEAUX.....	xii
LISTE DES FIGURES.....	xiv
 CHAPITRE I INTRODUCTION.....	 1
 CHAPITRE II EXPANSION D'UNE CAVITÉ CYLINDRIQUE.....	 5
2.1 Le critère de Tresca.....	5
2.2 Le critère de Von Mises.....	8
2.3 Expansion d'une cavité cylindrique dans un sol élasto-plastique.....	10
2.3.1 Phase élastique de l'expansion.....	12
2.3.2 Phase plastique de l'expansion ; sol vérifiant le critère de Tresca.....	14
2.3.3 Phase plastique de l'expansion ; sol vérifiant le critère de Von Mises.....	16
 CHAPITRE III L'ESSAI PRESSIOMÉTRIQUE.....	 18
3.1 Aperçu sur les essais pressiométriques.....	18
3.2 Élancement du pressiomètre.....	23
3.3 Théories d'interprétations.....	24
 CHAPITRE IV ANALYSE NUMÉRIQUE DE L'ESSAI	
PRESSIOMÉTRIQUE.....	30

4.1	Présentation du programme FLAC 3.4.....	30
4.2	Maillages choisis.....	32
4.3	Données du calcul.....	35
4.4	Effet de la finesse du maillage.....	38
4.5	Chargement.....	38
4.6	Résultats et analyse.....	44
 CHAPITRE V CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS.....		64
 RÉFÉRENCES.....		66
 ANNEXE A.....		73
 ANNEXE B.....		89
 ANNEXE C.....		105
 ANNEXE D.....		111

LISTE DES SYMBOLES

D	: diamètre de la sonde pressiométrique
E	: module de Young
k	: constante ($k = S_u$) (chap. II)
E_M	: module pressiométrique
G	: module de cisaillement initial (chap. IV)
G	: module de cisaillement
G_m	: module de cisaillement mesuré (chap. IV)
h	: hauteur de la cellule centrale (chap. III)
I_r	: indice de rigidité ($I_r = G / S_u$)
θ	: angle
J_2	: invariant de contrainte
L	: longueur de la sonde pressiométrique
L / D	: rapport longueur - diamètre de la sonde pressiométrique
p	: pression au bord de la cavité
p_o	: pression des sols au repos
p_r	: pression du fluage
p_l	: pression limite
q_ϕ	: paramètre du critère de Drucker-Pager
k_ϕ	: paramètre du critère de Drucker-Pager
r_o	: rayon initial de la cavité
R_p	: rayon plastique
S_u	: résistance au cisaillement initiale (chap. IV)
S_u	: résistance au cisaillement
S_{um}	: résistance au cisaillement mesuré (chap. IV)
u	: déplacement radial
u_o	: déplacement radial au bord de la cavité
V_c	: Volume actuel de la cavité ($V=V_o+\Delta V$)
V_o	: volume initial de la cavité
ΔV_c	: variation de volume de la cavité
Ψ	: pression au bord de la cavité
ε_r	: déformation radiale
ε_z	: déformation verticale
ε_θ	: déformation tangentielle
ϕ	: rayon de la cellule centrale (chap. III)
ϕ	: angle de frottement interne (chap. IV)
Φ	: différence entre les contraintes principales ($\sigma_r - \sigma_\theta$)
ν	: coefficient de poisson

σ_{ho}	:	contrainte horizontale des sols au repos
σ_{vo}	:	contrainte verticale des sols au repos
$\Delta\sigma_r$:	variation de la contrainte radiale
$\Delta\sigma_\theta$:	variation de la contrainte circonférentielle
$\Delta\sigma_z$:	variation de la contrainte verticale
σ_1	:	contrainte principale majeure
σ_2	:	contrainte principale intermédiaire
σ_3	:	contrainte principale mineure
σ_r	:	contrainte radiale
σ_z	:	contrainte axiale (verticale)
σ_θ	:	contrainte circonférentielle

LISTE DES TABLEAUX

Tableau IV. 1 : données du calcul numérique dans FLAC.....	50
Tableau IV. 2 : Résumé des valeurs de la résistance au cisaillement non drainé normalisée et du module de cisaillement normalisé obtenu par l'analyse numérique de l'essai pressiométrique.....	59
Tableau IV. 3 : Variation du facteur de correction avec l'élancement L / D et l'indice de rigidité.	65
Tableau IV. 4 : Effet de l'élancement sur la résistance au cisaillement (S_u) et le module de cisaillement (G).....	68
Tableau IV. 5: Comparaison des facteurs de correction déduits par la méthode analytique (Arnold, 1981) et la méthode graphique (Windle et Wroth, 1977).....	71
Tableau IV. 6 : Comparaison des valeurs de la résistance au cisaillement non drainé obtenues par des essais pressiométriques de bonne qualité aux valeurs obtenues pas des essais au laboratoire (Ghionna et al, 1982).	75
Tableau IV. 7 : Comparaison des valeurs de la résistance au cisaillement non drainé corrigées aux valeurs obtenues pas des essais au laboratoire (Ghionna et al, 1982). 77	
Tableau A. 1 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 50$	80
Tableau A. 2 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 50$	80
Tableau A. 3 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 100$	83
Tableau A. 4 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 100$	83
Tableau A. 5 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 200$	86
Tableau A. 6 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 200$	86
Tableau A. 7 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 350$	89
Tableau A. 8 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 350$	89
Tableau A. 9 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 500$	92
Tableau A. 10 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 500$. .	92

Tableau B. 1 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 50$.	
.....	96
Tableau B. 2 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 50$.	96
Tableau B. 3 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 100$.	
.....	99
Tableau B. 4 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 100$.	
.....	99
Tableau B. 5 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 200$.	
.....	102
Tableau B. 6 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 200$.	
.....	102
Tableau B. 7 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 350$.	
.....	105
Tableau B. 8 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 350$.	
.....	105
Tableau B. 9 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 500$.	
.....	108
Tableau B. 10 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 500$.	
.....	108

LISTE DES FIGURES

Figure II. 1 : Surface de rupture du critère de Tresca et de Von Mises dans le plan déviatorique.....	21
Figure II. 2 : Surface de rupture de Mohr-coulomb et de Tresca dans l'espace principal.	23
Figure II. 3 : Surface de rupture de Drucker Parger et de Von Mises dans l'espace principal.....	23
Figure II. 4 : Répartition des contraintes autour d'un cavité cylindrique dans un sol ayant Tresca pour critère de rupture (Baguelin et al., 1978).	31
Figure III. 1 : Schéma du pressiomètre (Robitaille et al., 1997).....	34
Figure III. 2 : Courbe de chargement par palier (Baguelin et al. 1978).....	36
Figure III. 3 : Courbe pressiométrique (Philipponnat et al., 1998).....	36
Figure IV. 1 : Maillage du sol autour du pressiomètre (600 éléments).	47
Figure IV. 2 : Maillage de vérification (1 200 éléments).	47
Figure IV. 3 : Comparaison de l'effet du rapport R / r_o sur les courbes pressiométrique obtenus par un maillages de 600 éléments (Critère de Tresca, $I_r = 200$, $L / D = 6$). ...	51
Figure IV. 4 : Comparaison des courbes pressiométriques obtenues par deux maillages différents au centre de la sonde pressiométrique(Critère de Tresca, $I_r = 200$, $L / D = 6$).....	53
Figure IV. 5 : Comparaison des courbes pressiométriques obtenues par deux maillages différents au centre de la sonde pressiométrique (Critère de Von Mises, $I_r = 200$, $L / D = 6$).	53
Figure IV. 6 : Comparaison des contraintes obtenues dans le sol par deux maillages différents au centre de la sonde pressiométrique (Critère de Tresca, $I_r = 200$, $L / D = 6$).....	54

Figure IV. 7 : Comparaison des contraintes obtenues dans le sol par deux maillages différents au centre de la sonde pressiométrique (Critère de Von Mises, $I_r = 200$, $L / D = 6$).	54
Figure IV. 8 : Comparaison des déformations obtenues dans le sol par deux maillages différents au centre de la sonde pressiométrique (Critère de Tresca, $I_r = 200$, $L / D = 6$).	55
Figure IV. 9 : Comparaison des déformations obtenues dans le sol par deux maillages différents au centre de la sonde pressiométrique (Critère de Von Mises, $I_r = 200$, $L / D = 6$).	55
Figure IV. 10 : Graphe type de chargement du sol par 10 paliers (pression vs itération).	56
Figure IV. 11 : Comparaison des courbes pressiométriques obtenues par différents paliers de chargement (Critère de Tresca, $I_r = 200$, $L / D = 6$).	57
Figure IV. 12 : Comparaison des courbes pressiométriques obtenues par différents paliers de chargement (Critère de Von Mises, $I_r = 200$, $L / D = 6$).	57
Figure IV. 13 : Comparaison des courbes d'expansion d'une cavité infiniment longue obtenues par différents maillage pour divers indice de rigidité.	60
Figure IV. 14 : Comparaison des courbes d'expansion en milieu de la sonde obtenues pour les divers élancements du pressiomètre.	62
Figure IV. 15 : Courbe d'expansion $\Psi(\epsilon_r)$ et courbe de cisaillement $\tau = f(\epsilon_r)$	62
Figure IV. 16 : Comparaison des courbes pression - $\ln \epsilon_r$ au milieu de la sonde obtenues pour les divers élancements du pressiomètre.	63
Figure IV. 17 : Comparaison des valeurs du facteur de correction du module de cisaillement en milieu de la sonde pour divers élancements du pressiomètre.	66
Figure IV. 18 : Comparaison des valeurs du facteur de correction du module de cisaillement moyen de la sonde pour divers élancements du pressiomètre.	66
Figure IV. 19 : Comparaison de l'effet de l'élancement sur la résistance au cisaillement : (a) critère de Tresca, (b) critère de Von Mises.	69
Figure IV. 20 : Comparaison des valeurs du facteur de correction de la résistance au cisaillement en milieu de la sonde pour divers élancements du pressiomètre.	70

Figure IV. 21 : Comparaison des valeurs du facteur de correction de la résistance au cisaillement moyen de la sonde pour divers élancements du pressiomètre.	70
Figure IV. 22 : Comparaison des déformations obtenues au centre et la moyenne de la sonde (Critère de Tresca, $I_r = 200$, $L / D = 6$).	72
Figure IV. 23 : Courbes isovaleurs des déplacements autour de la sonde pressiométrique pour un.....	72
Figure IV. 24 : Distribution des contraintes au centre de la sonde dans le sol en fin d'expansion pour divers élancements.	74
Figure A. 1 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 50$).	81
Figure A. 2 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 50$).	81
Figure A. 3 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 50$).	82
Figure A. 4 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 50$).	82
Figure A. 5 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 100$).	84
Figure A. 6 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 100$).	84
Figure A. 7 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 100$).	85
Figure A. 8 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 100$).	85
Figure A. 9 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 200$).	87
Figure A. 10 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 200$).	87
Figure A. 11 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 200$).	88
Figure A. 12 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 200$).	88
Figure A. 13 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 350$).	90
Figure A. 14 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 350$).	90
Figure A. 15 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 350$).	91
Figure A. 16 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 350$).	91
Figure A. 17 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 500$).	93
Figure A. 18 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 500$).	93
Figure A. 19 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 500$).	94
Figure A. 20 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 500$).	94

Figure B. 1 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 50$).....	97
Figure B. 2 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 50$).	97
Figure B. 3 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 50$).....	98
Figure B. 4 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 50$).	98
Figure B. 5 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 100$).....	100
Figure B. 6 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 100$).	100
Figure B. 7 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 100$).....	101
Figure B. 8 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 100$).	101
Figure B. 9 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 200$).....	103
Figure B. 10 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 200$).	103
Figure B. 11 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 200$).....	104
Figure B. 12 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 200$).	104
Figure B. 13 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 350$).....	106
Figure B. 14 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 350$).	106
Figure B. 15 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 350$).....	107
Figure B. 16 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 350$).	107
Figure B. 17 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 500$).....	109
Figure B. 18 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 500$).	109
Figure B. 19 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 500$).....	110
Figure B. 20 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 500$).	110
 Figure C. 1 : Maillage du sol autour du pressiomètre, cavité infiniment longue ($L/D = \infty$).	 112
Figure C. 2 : Maillage de vérification pour une cavité infiniment longue ($L / D = \infty$). .	112
Figure C. 3 : Maillage du sol autour du pressiomètre pour un élancement 2 ($L / D = 2$).	 113
Figure C. 4 : Maillage de vérification pour un élancement 2 ($L / D = 2$).	113

Figure C. 5 : Maillage du sol autour du pressiomètre pour un élanement 4 ($L / D = 4$).	
.....	114
Figure C. 6 : Maillage de vérification pour un élanement 4 ($L / D = 4$).	114
Figure C. 7 : Maillage du sol autour du pressiomètre pour un élanement 6 ($L / D = 6$).	
.....	115
Figure C. 8 : Maillage de vérification pour un élanement 6 ($L / D = 6$).	115
Figure C. 9 : Maillage du sol autour du pressiomètre pour un élanement 10 ($L / D = 10$).	
.....	116
Figure C. 10 : Maillage de vérification pour un élanement 10 ($L / D = 10$).	116
Figure D. 1 : Distribution du déplacement radiale (U_r) en fin d'expansion ($L / D = 2$).	118
Figure D. 2 : Distribution de la contrainte radiale (σ_r) en fin d'expansion ($L / D = 2$).	118
Figure D. 3 : Distribution du déplacement radiale (U_r) en fin d'expansion ($L / D = 4$).	119
Figure D. 4 : Distribution de la contrainte radiale (σ_r) en fin d'expansion ($L / D = 4$).	119
Figure D. 5 : Distribution du déplacement radiale (U_r) en fin d'expansion ($L / D = 6$).	120
Figure D. 6 : Distribution du déplacement radiale (σ_r) en fin d'expansion ($L / D = 6$).	120
Figure D. 7 : Distribution du déplacement radiale (U_r) en fin d'expansion ($L / D = 4$).	121
Figure D. 8 : Distribution de la contrainte radiale (σ_r) en fin d'expansion ($L / D = 10$).	121

CHAPITRE I

INTRODUCTION

Pour déterminer les propriétés d'un sol donné, deux moyens distincts sont à la disposition de l'ingénieur :

- Le premier est celui des essais au laboratoire et dépend de la qualité du prélèvement, des conditions de conservation et de manipulation (le risque est de remanier le sol).
- Le second est celui des essais in - situ et dépend essentiellement de la qualité du forage, au cas où celui-ci est nécessaire.

Le pressiomètre entre dans la catégorie des essais in - situ. Il permet d'effectuer le chargement d'une longueur limitée de la paroi du forage, au moyen d'une sonde dilatable radialement.

Depuis sa mise au point par Louis Ménard en 1955, l'essai pressiométrique connaît un essor considérable. Ce succès est dû à de nombreux avantages, comme la simplicité relative d'exécution, la rapidité des mesures et la polyvalence de l'essai (essai praticable dans tous les types de sols).

En principe, l'essai pressiométrique permet d'obtenir sur les dépôts argileux saturés, les informations suivantes :

- la contrainte horizontale in - situ (σ_{ha}) ;

- la résistance au cisaillement non drainé (S_u), le module de cisaillement (G) et la courbe pression - déformation non drainée. Il est important de reconnaître que la résistance au cisaillement n'est pas une propriété intrinsèque du sol et que sa valeur dépend du type d'essai et de la méthode d'interprétation (Wroth, 1984) ;
- la pression limite (p_L), telle que définie par Bishop et al. (1945) et Hill (1950).

En fait, des études géotechniques approfondies des sols cohérents aboutissent à la conclusion que l'essai pressiométrique donne très fréquemment des résultats qui ne concordent pas avec ceux d'essais de haute qualité en laboratoire et ceux d'essais in - situ comme le scissomètre ou l'essai de chargement de plaque (Windle et Wroth, 1977 ; Wroth, 1984 ; Silvestri, 1995). La plupart des incertitudes concernant la fiabilité et la signification réelle des résultats fournis par l'essai pressiométrique sont liées à des questions d'ordre expérimental et pratique, et sont présentées ci-dessous. Il faut souligner que la majorité de ces questions reste jusqu'ici sans réponse définitive :

- Comment peut-on quantifier et contrôler le remaniement dû au forage et à l'insertion de la sonde ? Des recherches sur les moyens de limiter le remaniement du sol ont conduit à la conception du pressiomètre autoforeur (Jézéquel, 1968 ; Baguelin et al., 1973).

- Quel critère doit-on utiliser pour établir l'intervalle de temps optimum entre l'insertion de la sonde et le début de l'expansion ? (Baguelin et al., 1972, 1974, 1978 ; Wroth et Hughes 1974 ; Clough et Denby, 1980 ; Denby et al., 1981).
- Comment doit-on choisir la vitesse de l'essai (vitesse d'expansion) pour obtenir des résultats plausibles ? Le choix de la vitesse d'expansion est assez important : la vitesse doit être suffisamment rapide pour éviter le drainage partiel du sol ; d'autre part, elle ne doit pas être trop rapide non plus, car la relation contrainte - déformation de nombreuses argiles est sensible aux effets de la vitesse de déformation (Prevost, 1976 ; Ladd et al., 1977 ; Pyrah et al., 1985 ; Anderson et al., 1987 ; Prapaharan et al, 1989 ; Huang et al., 1992 ; Penumadu et al, 1997).
- Quelle est l'influence de l'élancement de la sonde sur les propriétés de résistance et de déformation ? Il faut faire une distinction entre les pressiomètres qui mesurent le déplacement radial au centre de la sonde et les pressiomètres dans lesquels le déplacement est détecté à partir du changement de volume de la sonde (Livneh et al., 1971 ; Baguelin, 1978 ; Borsetto et al., 1983 ; Yeung et Carter, 1990 ; Houlsby et al., 1993 ; Shuttle et al. 1995).

Le but principal de cette étude est de déterminer l'effet de l'élancement du pressiomètre sur la résistance au cisaillement non drainé et sur le module de cisaillement des dépôts argileux, et de trouver des facteurs de correction pour compenser l'effet de

l'élancement du pressiomètre. Pour cela, les cinq élancement suivants ont été retenus respectivement :

$$L / D = \infty, 2, 4, 6 \text{ et } 10$$

L étant la longueur de la sonde pressiométrique, et $D = 2 r_o$ son diamètre initial. Les pressiomètres considérés sont monocellulaires (sans cellules de garde).

Comme le volume de la zone plastique autour du pressiomètre dépend de l'indice de rigidité ($I_r = G/S_w$) du sol (Vesic, 1972), cinq indices de rigidité sont retenus :

$$I_r = 50, 100, 200, 350 \text{ et } 500$$

Cette étude est basée sur un modèle de sol élastique - parfaitement plastique avec les critères de Tresca et de Von Mises. Nous nous sommes servis, pour la résolution numérique, d'un programme de calcul par différences finies *FLAC 3.4 (Itasca Consulting Group, Inc.)*.

CHAPITRE II

EXPANSION D'UNE CAVITÉ CYLINDRIQUE

Le problème de l'expansion d'une cavité cylindrique dans un sol élasto-plastique a été traité par plusieurs auteurs, tels que Hill (1950), Gibson et al. (1961), Salençon (1966), Vesic (1972), Baguelin et al. (1972), Ladanyi (1972), et Palmer (1972). Nous trouvons un résumé de ces études dans l'ouvrage de Baguelin et al. (1978).

Dans ce chapitre, nous présentons différentes approches du problème de l'expansion d'une cavité cylindrique dans un sol saturé, pour un modèle de comportement élasto-plastique avec deux critères de rupture :

- critère de Tresca,
- critère de Von Mises.

2.1 Le critère de Tresca

Le critère de Tresca a été développé et utilisé comme critère de rupture pour les métaux. D'après ce critère la rupture est atteinte quand la résistance au cisaillement maximale en un point donné atteint une valeur critique k . La représentation mathématique du critère de Tresca est :

$$\frac{1}{2}|\sigma_1 - \sigma_3| = k \quad (\text{II-1})$$

ou k est une constante à déterminer expérimentalement. Cette constante représente la rupture en cisaillement pur, et σ_1 et σ_3 sont les contraintes principales majeure et mineure

respectivement ($\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$). L'équation (II-1) peut être écrite en fonction des invariants J_2 et θ (Figure II-1) ou ($0^\circ \leq \theta \leq 60^\circ$) :

$$\frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) = \frac{1}{3}\sqrt{3}\sqrt{J_2} \left[\cos \theta - \cos\left(\theta + \frac{2}{3}\pi\right) \right] = k \quad (\text{II-2})$$

où

$$J_2 = \frac{1}{6}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \quad (\text{II-3})$$

$$\cos 3\theta = \frac{2}{3}\sqrt{3}(J_3/J_2^{3/2}) \quad (\text{II-4})$$

$$J_3 = \frac{1}{27}(2\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3)(2\sigma_2 - \sigma_3 - \sigma_1)(2\sigma_3 - \sigma_1 - \sigma_2) \quad (\text{II-5})$$

L'équation (II-2) donne :

$$f(J_2, \theta) = \sqrt{J_2} \sin(\theta + \frac{1}{3}\pi) - k = 0 \quad (\text{II-6})$$

ou, en fonction des variables φ, θ (Figure II-1),

$$f(\varphi, \theta) = \varphi \sin(\theta + \frac{1}{3}\pi) - \sqrt{2}k = 0 \quad (\text{II-7})$$

Comme l'effet de la pression hydrostatique sur la surface de rupture n'est pas considéré dans ce critère de rupture, les équations (II-6) et (II-7) sont indépendantes de la pression hydrostatique. Dans le plan des contraintes principales, le critère de Tresca correspond à un prisme dont l'axe générateur est parallèle à l'axe hydrostatique, et la section dans le plan déviatorique est un hexagone régulier (Figure II-2).

Le critère de Tresca a certains inconvénients lorsqu'il est appliqué aux sols. Premièrement, la résistance au cisaillement est indépendante de la pression hydrostatique (pression de confinement), ce qui n'est pas vrai pour les sols en général. Deuxièmement,

le critère prédit la même rupture en compression et en tension. D'après des résultats expérimentaux, les sols ont généralement une résistance à la tension plus petite qu'en compression. En plus, l'effet de la contrainte intermédiaire principale n'est pas pris en compte.

Malgré tout, il existe certains problèmes où des résultats adéquats peuvent être obtenus en utilisant le critère de Tresca. Ce sont, en particulier, les problèmes de sols saturés non drainés, où l'analyse est faite en contrainte totale. En concordance avec les observations expérimentales, la résistance au cisaillement des sols saturés dans des conditions non drainées est indépendante de la pression hydrostatique imposée ; le critère de Tresca peut donc être utilisé. Dans ces cas, la constante k dans les équations (II-1) à (II-7) représente la résistance au cisaillement non drainé, S_u ($\Phi_u=0$).

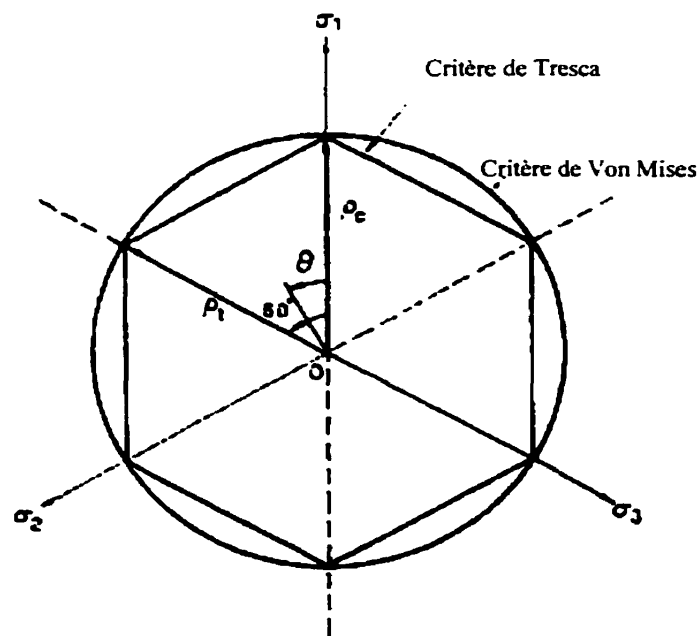


Figure II. 1 : Surface de rupture du critère de Tresca et de Von Mises dans le plan déviatorique.

2.2 Le critère de Von Mises

D'après ce critère la rupture est atteinte lorsque la variable J_2 (Eq. II-3) atteint une valeur limite. Mathématiquement, le critère de Von Mises s'écrit :

$$f(J_2) = J_2 - k^2 = 0 \quad (\text{II-8})$$

ou

$$f(\varphi) = \varphi - \sqrt{2}k = 0 \quad (\text{II-9})$$

En fonction des contraintes principales σ_1, σ_2 , et σ_3 , les équations précédentes deviennent:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 6k^2 \quad (\text{II-10})$$

où k et la contrainte de cisaillement pur à la rupture.

Dans l'espace principal des contraintes, le critère de Von Mises représente un cylindre (Figure II-3) dont l'axe générateur est parallèle à l'axe hydrostatique ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$).

Quand on l'applique aux sols, le critère de Von Mises souffre des même problèmes mentionnés pour le critère de Tresca, comme la considération d'une même résistance en compression et en tension, et l'indépendance de la pression hydrostatique. Et comme pour le critère de Tresca, la résistance au cisaillement non drainé des sols peut être adéquatement estimée par le critère de Von Mises. Le critère de Von Mises est "mathématiquement" plus utilisé dans les applications pratiques car la présence de coins de l'hexagone de Tresca peut causer des difficultés mathématiques ou des complications numériques.

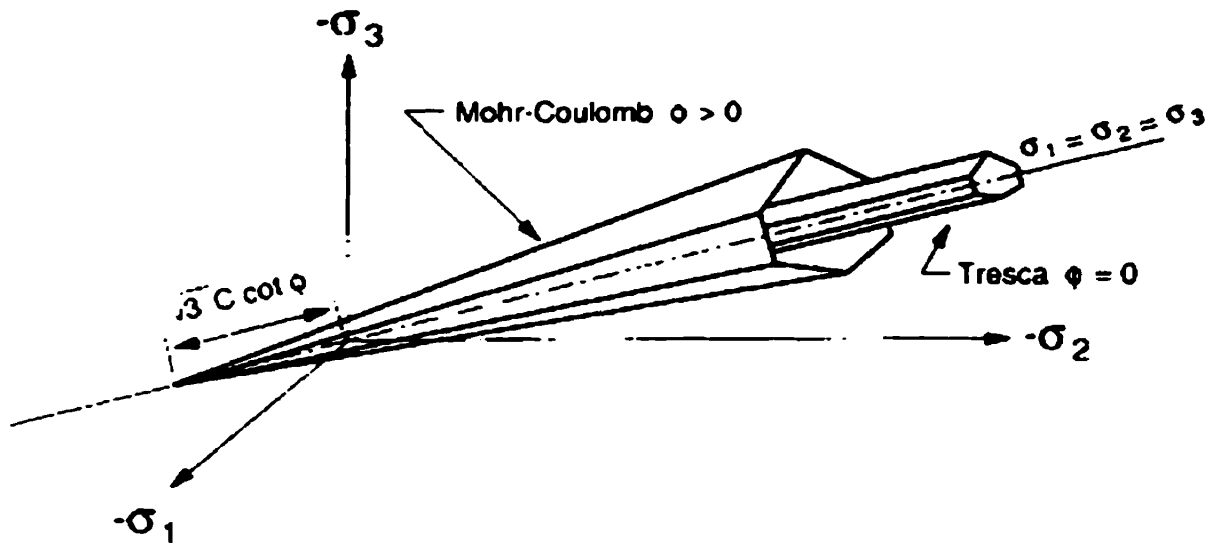


Figure II. 2 : Surface de rupture de Mohr-coulomb et de Tresca dans l'espace principal.

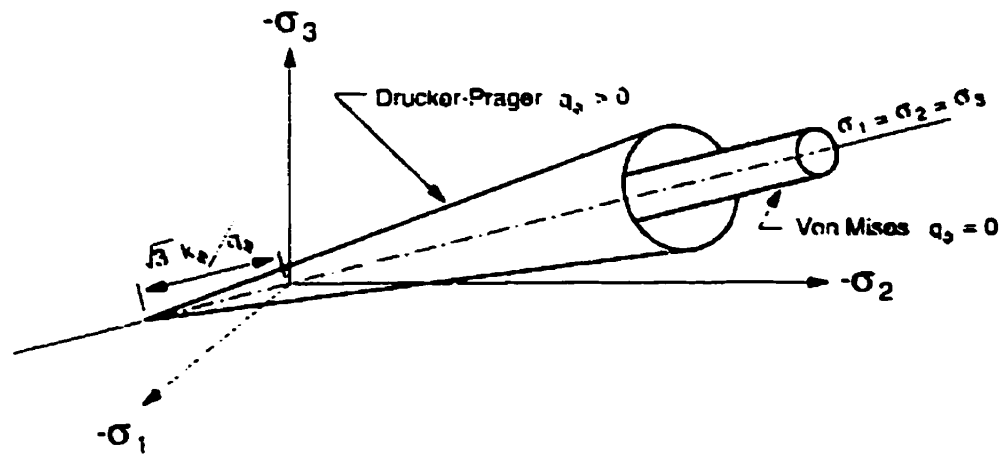


Figure II. 3 : Surface de rupture de Drucker Parger et de Von Mises dans l'espace principal.

2.3 Expansion d'une cavité cylindrique dans un sol élasto-plastique

Les hypothèses de calcul prises en compte sont les suivantes :

- le sol est homogène et isotrope,
- les déformations sont planes ; $\epsilon_z = 0$ (z étant la direction de l'axe de la cavité),
- la contrainte verticale σ_z est la contrainte principale intermédiaire,
- le sol est saturé,
- l'eau interstitielle est incompressible,
- l'expansion est supposée rapide ; la pression interstitielle n'a pas le temps de se dissiper (conditions non drainées, $\epsilon_r + \epsilon_\theta = 0$),
- le sol autour de la cavité a un modèle de comportement élasto-plastique.

L'expansion de la sonde pressiométrique est théoriquement considérée comme une expansion d'une cavité cylindrique infiniment longue. Les contraintes principales sont la contrainte radiale σ_r , la contrainte circonférentielle σ_θ et la contrainte verticale σ_z ; ces contraintes s'écrivent :

$$\sigma_r = \sigma_{ho} + \Delta\sigma_r \quad (\text{II-11})$$

$$\sigma_\theta = \sigma_{ho} + \Delta\sigma_\theta \quad (\text{II-12})$$

$$\sigma_z = \sigma_{vo} + \Delta\sigma_z \quad (\text{II-13})$$

où σ_{ho} et σ_{vo} sont respectivement la contrainte horizontale et verticale des sols au repos et $\Delta\sigma_r$, $\Delta\sigma_\theta$, $\Delta\sigma_z$ sont respectivement la variation à la hausse ou à la baisse de σ_r , σ_θ et σ_z .

Les déplacements sont le déplacement radiale u , le déplacement circonférentile v et le déplacement vertical w . Comme l'expansion est celle d'une cavité infiniment longue, les déplacements v et w ont une valeur égale à zéro. La position initiale d'un point au bord de la cavité avant le chargement est donnée par la distance radiale r ; r étant le rayon de la cavité. La position du même point pendant le chargement est donnée par la distance radiale ρ où :

$$\rho = r + u \quad (\text{II-14})$$

Les déformations principales sont la déformation radiale ε_r , la déformation circonférentielle ε_θ et la déformation verticale ε_z . Par définition, les relations entre les déformations et les déplacements pour le cas des petites déformations sont :

$$\varepsilon_r = \frac{du}{dr} \quad (\text{II-15})$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{u}{r} \quad (\text{II-16})$$

$$\varepsilon_z = 0 \quad (\text{II-17})$$

Pour le cas des grandes déformations (Baguelin et al., 1978) :

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{2} \left(\frac{\rho^2 - r^2}{r^2} \right) \quad (\text{II-18})$$

qui correspond en terme de volume à :

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{2} \frac{\Delta V_c}{V_c} \quad (\text{II-19})$$

où ΔV_c est l'augmentation du volume de la cavité et V_c est le volume de la cavité.

Les deux premières hypothèses montrent que les contraintes et les déformations dépendent uniquement de la coordonnée radiale.

A cause de la symétrie axiale du problème traité et de l'indépendance de z , les équations générales de l'équilibre statique du sol s'écrivent d'une manière simplifiée :

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (\text{II-20})$$

Le sol étant initialement en équilibre, l'équation (II-20) peut s'écrire en incrément de contraintes :

$$\frac{d\Delta\sigma_r}{dr} + \frac{\Delta\sigma_r - \Delta\sigma_\theta}{r} = 0 \quad (\text{II-21})$$

En grande déformations, cette équation devient :

$$\frac{d\Delta\sigma_r}{d\rho} + \frac{\Delta\sigma_r - \Delta\sigma_\theta}{\rho} = 0 \quad (\text{II-22})$$

ρ étant le rayon déformé.

2.3.1 Phase élastique de l'expansion

Le cas des petites déformations est considéré. Les équations principales pour le cas élastique linéaire sont :

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E} (\Delta\sigma_r - \nu(\Delta\sigma_\theta + \Delta\sigma_z)) \quad (\text{II-23})$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{E} (\Delta\sigma_\theta - \nu(\Delta\sigma_z + \Delta\sigma_r)) \quad (\text{II-24})$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} (\Delta\sigma_z - \nu(\Delta\sigma_r + \Delta\sigma_\theta)) \quad (\text{II-25})$$

Les équations II-15, 16, 17 et II-21, 23, 24, 25 représentent sept équations avec sept inconnues, entraînant l'équation différentielle pour des déplacements u :

$$r^2 \frac{d^2 u}{dr^2} + r \frac{du}{dr} - u = 0 \quad (\text{II-26})$$

Les conditions aux frontières sont :

$$\text{pour } r = \infty \quad u = 0$$

$$\text{pour } r = r_o \quad u = u_o$$

La solution pour le déplacement radial, les contraintes et les déformations dans le sol est :

$$u = \frac{u_o r_o}{r} \quad (\text{II-27})$$

$$\varepsilon_r = \frac{u_o r_o}{r^2} \quad (\text{II-28})$$

$$\varepsilon_\theta = -\frac{u_o r_o}{r^2} \quad (\text{II-29})$$

$$\sigma_r = \sigma_{ho} + 2G \frac{u_o r_o}{r^2} \quad (\text{II-30})$$

$$\sigma_\theta = \sigma_{ho} - 2G \frac{u_o r_o}{r^2} \quad (\text{II-31})$$

Si p est la pression appliquée au bord de la cavité :

$$\sigma_r = \sigma_{ho} + (p - \sigma_{ho}) \frac{r_o^2}{r^2} \quad (\text{II-32})$$

Donc au bord de la cavité les équations deviennent :

$$u = u_o \quad (\text{II-33})$$

$$\varepsilon_r = \frac{u_o}{r_o} \quad (\text{II-34})$$

$$\varepsilon_\theta = -\frac{u_o}{r_o} \quad (\text{II-35})$$

$$\sigma_r = \sigma_{ho} + 2G \frac{u_o}{r_o} \quad (\text{II-36})$$

$$\sigma_\theta = \sigma_{ho} - 2G \frac{u_o}{r_o} \quad (\text{II-37})$$

On peut remarquer qu'en élasticité :

- La valeur absolue de la déformation radiale (compression) est égale à la valeur absolue de la déformation circonférentielle (tension).
- La déformation volumétrique est égale à zéro : pas changement de volume.

$$\frac{\Delta V}{V} = \varepsilon_r + \varepsilon_\theta + \varepsilon_z = 0 \quad (\text{II-38})$$

- L'augmentation de la contrainte radiale $\Delta\sigma_r$ (compression) est égale à la diminution de la contrainte circonférentielle $\Delta\sigma_\theta$.

$$\Delta\sigma_r = -\Delta\sigma_\theta \quad (\text{II-39})$$

2.3.2 Phase plastique de l'expansion ; sol vérifiant le critère de Tresca

A la fin de la phase élastique le sol entre en plasticité autour de la cavité. D'après le paragraphe précédent les contraintes au bord de la cavité sont (Figure II-4) :

$$\Delta\sigma_r = -\Delta\sigma_\theta = 2G \frac{u_o}{r_o} \quad (\text{II-40})$$

Le critère de Tresca est atteint quand :

$$\Delta\sigma_r - \Delta\sigma_\theta = 2S_u \quad (\text{II-41})$$

ce qui donne :

$$2G \frac{u_o}{r_o} = S_u \text{ ou } \frac{u_o}{r_o} = \frac{S_u}{2G} \quad (\text{II-42})$$

A partir de cette valeur de u_o , une zone plastique commence à se former autour de la cavité. Le rayon de cette zone augmente au fur et à mesure que u_o augmente. Il est possible de calculer le rayon de la zone plastique R_p .

Le volume de la zone plastique reste constant puisqu'aucun drainage n'est supposé avoir lieu ainsi :

$$(R_p + u_{R_p})^2 - (r_o + u_o)^2 = R_p^2 - r_o^2 \quad (\text{II-43})$$

cette équation s'écrit :

$$2u_{R_p} R_p \left(1 + \frac{u_{R_p}}{2R_p}\right) = (r_o + u_o)^2 - r_o^2 \quad (\text{II-44})$$

Les déformations dans cette zone sont supposées petites (Baguelin et al. 1978). On peut donc négliger le terme $\frac{u_{R_p}}{2R_p}$ dans l'équation précédente qui devient:

$$2u_{R_p} R_p = (r_o + u_o)^2 - r_o^2 \quad (\text{II-45})$$

A la limite des zones plastiques et élastiques, on peut écrire :

$$2G \frac{u_{R_p}}{R_p} = S_u \text{ ou } 2u_{R_p} R_p = R_p^2 \frac{S_u}{G} \quad (\text{II-46})$$

L'équation (II-45) devient

$$R_p^2 = \frac{G}{S_u}(\rho_o^2 - r_o^2) \text{ avec } \rho_o = r_o + u_o \quad (\text{II-47})$$

L'existence d'une pression limite p_L peut être démontrée en se fondant sur la théorie de la plasticité (Bishop et al. 1945 ; Hill 1950). Lorsque p_L est atteinte, le sol continue à se déformer mais l'épaisseur de la zone plastique demeure constante,

$$p_L = p_o + S_u \left[1 + \ln \left(\frac{G}{S_u} \right) \right] \quad (\text{II-48})$$

Ainsi la pression limite p_L dépend à la fois des caractéristique de résistance au cisaillement et des caractéristique de déformation du sol.

2.3.3 Phase plastique de l'expansion ; sol vérifiant le critère de Von Mises

Le critère de Von Mises peut s'écrire sous la forme :

$$k = \sqrt{3}S_u \quad (\text{II-49})$$

avec

$$k = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_r - \sigma_z)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{II-50})$$

Les équations d'équilibre restent les mêmes :

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0$$

et

$$\varepsilon_r + \varepsilon_\theta = 0$$

La distribution des contraintes totales est semblable à celle que donne le critère de Tresca tout en notant que le rayon plastique obtenu pour ce modèle vaut la moitié du rayon plastique calculé pour le critère de Von Mises.

La pression limite pour ce critère peut être déterminée en utilisant un approximation du critère de Von Mises proposée par Hill, 1950 :

$$\sigma_\theta - \sigma_r = \frac{2Y}{\sqrt{3}} \quad (\text{II-51})$$

$$Y = \sqrt{3}k = S_u \quad (\text{II-52})$$

$$p = \frac{Y}{\sqrt{3}} \left[1 + \ln \frac{\sqrt{3}E}{(5-4\nu)Y} \right] = \frac{S_u}{\sqrt{3}} \left[1 + \ln \frac{\sqrt{3}E}{(5-4\nu)S_u} \right] \quad (\text{II-53})$$

où p est la pression interne.

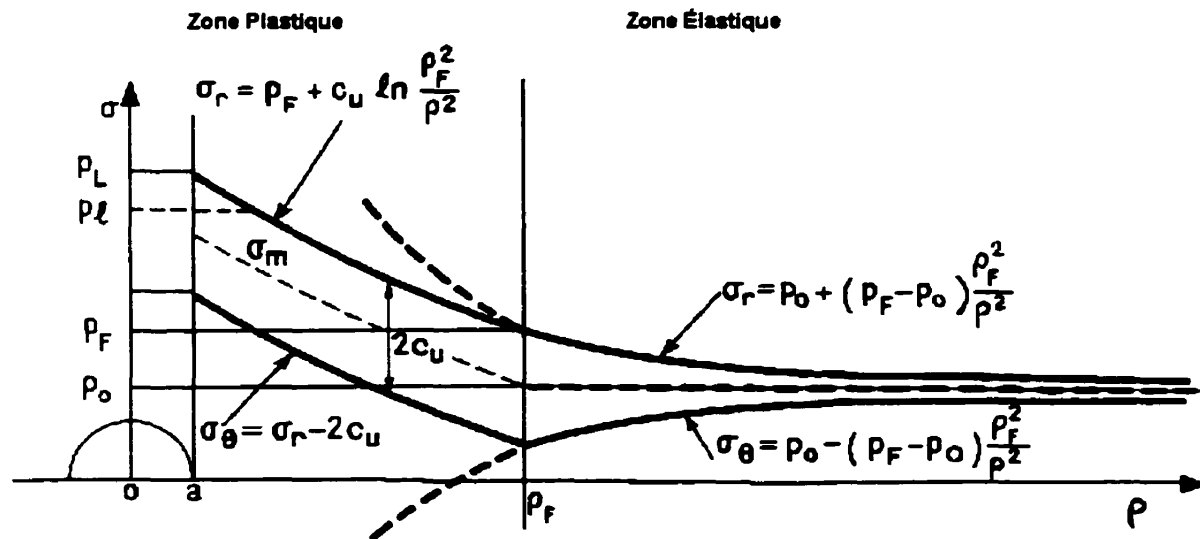


Figure II. 4 : Répartition des contraintes autour d'une cavité cylindrique dans un sol ayant Tresca pour critère de rupture (Baguelin et al., 1978).

CHAPITRE III

L'ESSAI PRESSIOMÉTRIQUE

3.1 Aperçu sur les essais pressiométriques

Principe de l'essai

L'essai pressiométrique conventionnel consiste à descendre, à une profondeur donnée, une sonde cylindrique gonflable dans un forage soigneusement calibré. Les variations de volume du sol au contact de la sonde sont mesurées en fonction de la pression appliquée, pour en déduire les trois caractéristique du sol:

- Le module pressiométrique E_M qui définit le comportement pseudo - élastique du sol, est un module de distorsion du terrain mesuré dans un champ de contrainte déviatorique. Le module de distorsion joue un rôle essentiel dans les calculs des tassements des fondation.
- La pression limite p_l qui caractérise la résistance à la rupture du sol, correspond à l'état limite de rupture du terrain lorsque celui-ci est soumis à une pression uniforme croissante sur la paroi d'un cavité cylindrique. Cette caractéristique mécanique intervient dans tous les calculs de stabilité de fondation effectués selon les méthodes pressiométriques.
- La pression du fluage p_f ou limite élastique qui définit la limite entre le comportement pseudo - élastique et l'état plastique.

Appareillage

L'appareil comprend principalement (Figure : III - 1)

- une cellule de mesure centrale ($\phi = 5 \text{ cm}$, $h = 22 \text{ cm}$) déformable latéralement grâce à une paroi élastique en caoutchouc. L'expansion de cette cellule est obtenue par injection d'un liquide (eau, huile) ou d'un gaz sous des pressions contrôlées par un manomètre. Cette cellule est de longueur constante et la dilatation ne peut donc être que radiale,
- deux cellules de garde de même conception sont situées de part et d'autre de la cellule centrale. Elles ont pour but d'assurer une répartition cylindrique et uniforme des contraintes et des déformations de part et d'autre de la cellule centrale. Dans certains types de pressiomètre, ces cellules de garde sont absentes.

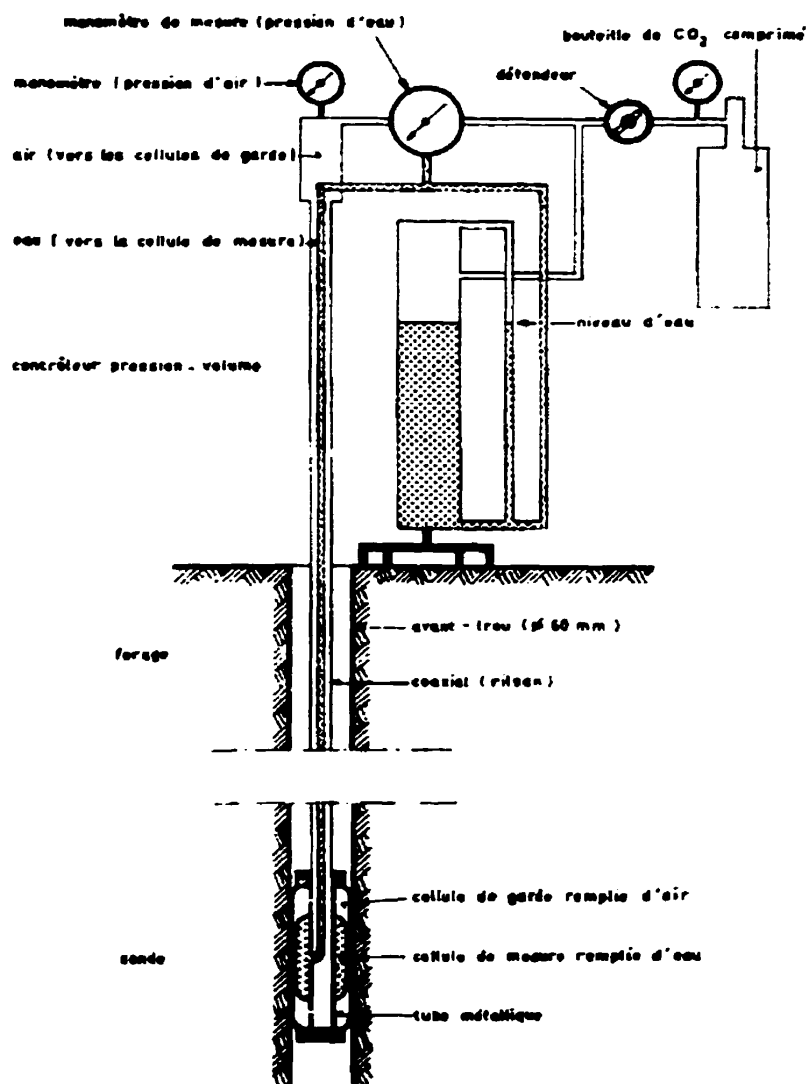


Figure III. 1 : Schéma du pressiomètre (Robitaille et al., 1997).

Méthode d'essai

On descend la sonde pressiométrique dans le trou de forage au niveau désiré et on effectue l'essai, qui consiste à gonfler les cellules pas paliers égaux de 2 minutes en mesurant à chaque palier le volume injecté dans la cellule principale à 15 sec, 30 sec et 1 minute avant de passer au palier suivant (Figure III -2)(Baguelin et al., 1978).

Le résultat de l'essai se traduit par une courbe pressiométrique ayant l'allure indiquée sur la (Figure III -3). On porte en abscisse les pressions p et en ordonnées les volumes V injectés dans la cellule principale et corrigés pour tenir compte de l'inertie de la sonde.

On distingue sur cette courbe trois phases :

- la phase de mise en contact ($p \leq p_0$). Lorsque la pression augmente dans la sonde, le sol autour du trou, qui s'était décomprimé au forage, se trouve progressivement recomprimé. A la fin de cette phase, la pression atteint la valeur p_0 de la pression latérale du sol au repos,
- la phase pseudo - élastique ($p_0 \leq p \leq p_f$). Dans cette phase le volume injecté, donc la déformation radiale de la cellule centrale, varie à peu près linéairement en fonction de la pression appliquée. Cette partie de la courbe permet de déterminer le module de déformation pressiométrique E_M ,
- la phase plastique ($p_f \leq p \leq p_v$). Lorsque la pression p dépasse la pression de fluage p_f , il se forme autour du trou un anneau plastifié.

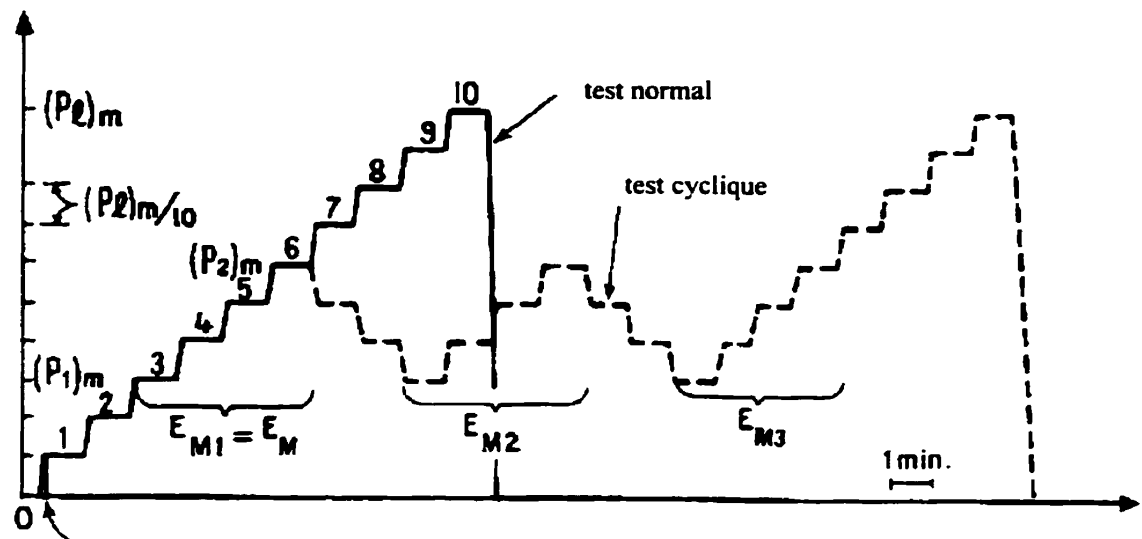


Figure III. 2 : Courbe de chargement par palier (Baguelin et al. 1978).

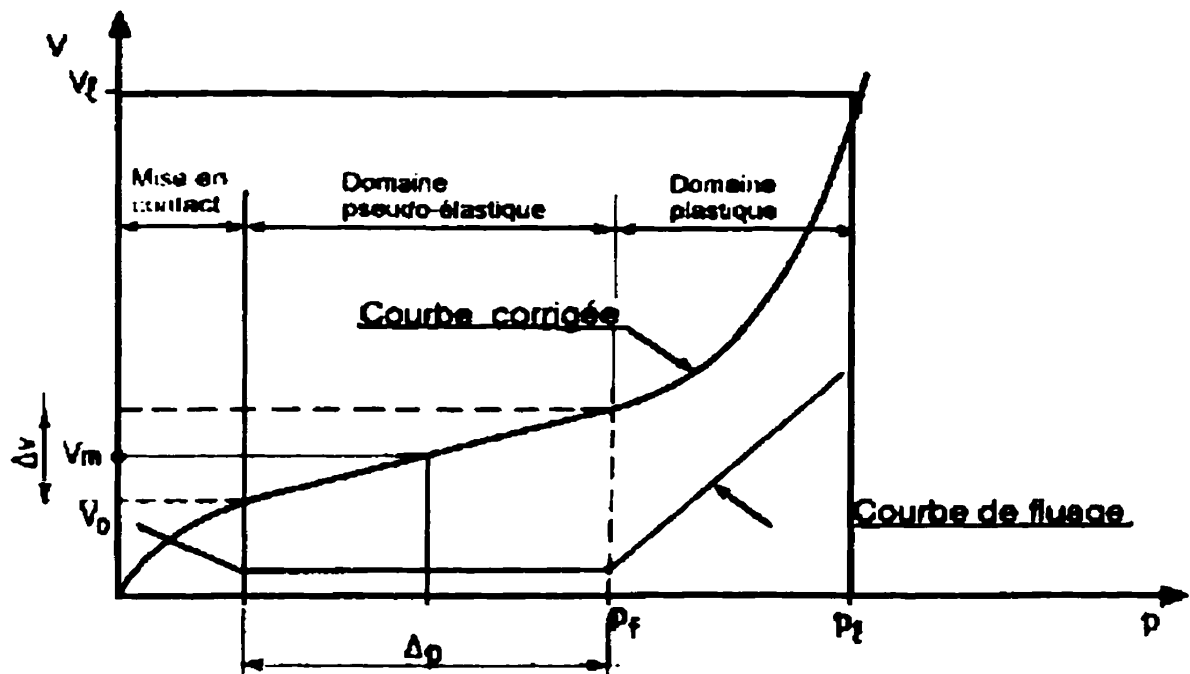


Figure III. 3 : Courbe pressiométrique (Philipponnat et al., 1998).

3.2 Élancement du pressiomètre

Les méthodes d'interprétation des courbes pressiométriques sont basées sur la théorie de l'expansion cylindrique en déformation plane (cavité infiniment longue). Tranter (1946) a traité le problème de l'expansion d'une cavité cylindrique de longueur finie dans un milieu élastique. Une pression uniforme p est appliquée sur une longueur finie. Le déplacement radial est donné par la formule suivante :

$$U_r = \frac{4pa(1-\nu^2)}{\pi} \int_0^{\infty} \frac{K_1^2(\alpha) \sin(c/a) \alpha \cos(z/a) \alpha}{\alpha \{ \alpha^2 + 2(1-\nu) \} [K_1^2(\alpha) - \alpha^2 K_0^2(\alpha)]} d\alpha \quad (\text{III-1})$$

où $K_0(\alpha)$ et $K_1(\alpha)$ sont des fonctions de Bessel d'argument imaginaire α .

Livneh et al. (1971) et Hartman (1975) ont développé la solution analytique de Tranter pour différentes valeurs de l'élancement (L / D). Hartman a montré que l'élancement du pressiomètre doit être supérieur à 4 pour obtenir un déplacement au centre de la sonde proche de celui de la sonde infiniment longue ; les déformations le long d'une sonde de longueur finie ne sont pas uniformes à cause des effets de bord, d'où l'importance de la cellule de garde dans le pressiomètre de Ménard (Baguelin et al. 1978).

Borsetto et al. (1983) ont simulé numériquement, par la méthode des éléments finis, des expansions de sondes pressiométriques d'élancement divers dans un sol écrouissable; Houlsby et al. (1993) puis Shuttle et al. (1995) ont fait des calculs similaires dans un sol élastique - parfaitement plastique vérifiant le critère de Tresca. Ces calculs ont montré

que le module de Young, la cohésion du sol et la pression limite calculés selon la théorie (en déformation plane) augmente lorsque l'élancement diminue.

Selon Borsetto et al. (1983), la résistance au cisaillement non drainé (S_u) est majorée de 22% pour un élancement de 6 et de 36% pour un élancement de 2. L'influence de l'élancement sur le module élastique non drainé (E_u) est minime pour un élancement supérieur à 4; le module élastique non drainé (E_u) commence à être majoré pour un élancement inférieur ou égal à 4.

Selon Houlsby et al. (1993), la résistance au cisaillement non drainé (S_u) au centre de la sonde pressiométrique est majorée de 25 à 43 % pour un élancement de 6 et un indice de rigidité I_r compris entre 200 et 500 ($200 < I_r < 500$). L'influence de l'élancement sur le module de cisaillement (G) au centre de la sonde est de l'ordre de 1.4 %.

3.3 Théories d'interprétations

L'essai pressiométrique fournit une courbe d'expansion

$$\Psi = f\left(\frac{\Delta V}{V_o}\right) \text{ ou } \Psi = f\left(\frac{\Delta V}{V}\right)$$

Ψ étant la pression appliquée et ΔV la variation du volume de la cavité ($V = V_0 + \Delta V$).

Au moins cinq méthodes différentes existent pour interpréter les résultats d'un essai pressiométrique dans l'argile saturée avec des conditions non drainées, chacune des ces

méthodes donne des résultats différents pour le même essai pressiométrique (Gangopadhyay et al. 1986). Les approches d'interprétation les plus connues sont celle de Ménard (1965), Gibson et Anderson (1961), Ladanyi (1972), Palmer (1972), Baguelin (1972), Prevost et Höeg (1975), Denby et Clough (1980), et Arnold (1981). Ces approches se regroupent en quatre catégories :

Approche empirique

Ménard en 1965 propose la relation empirique suivant :

$$S_u = \frac{p_l - p_o}{2K_b} \quad (\text{III-2})$$

où S_u est la résistance au cisaillement non drainé (kPa)

p_l est la pression limite pressiométrique (kPa)

p_o est la pression horizontale des sols au repos

$2K_b$ est un coefficient empirique, typiquement égal à 5.5 mais pouvant atteindre 12 selon le rapport E_M / p_l (Baguelin et al, 1974)

Approche élasto-plastique

Gibson et Anderson (1961) supposent que l'on peut approximer la réponse du sol non drainé par une relation contraintes - déformations élastique dans des conditions de plasticité idéales. Ils utilisent la théorie de l'élasticité pour obtenir le module pressiométrique, et la théorie de la plasticité pour obtenir la résistance au cisaillement non drainé :

$$S_u = \frac{p_L - p_o}{1 + \ln[E_d / 2S_u(1 + \nu)]} \quad (\text{III-3})$$

où p_L est la pression limite pressiométrique (kPa)

p_o est la pression horizontale des sols au repos

S_u est la cohésion non drainée

E_d est le module pressiométrique

ν est le coefficient de poisson

Calhoun (1970) a démontré que le dénominateur de l'équation proposée par Gibson et Anderson varie entre cinq et sept, avec une moyenne de 5.5. Donc l'équation précédente s'écrit :

$$p_L - p_o = 5.5S_u \quad (\text{III-4})$$

Windle et Wroth (1977) modifient et adaptent la théorie élaborée par Gibson et Anderson. Ils suggèrent une méthode graphique qui donne S_u à partir de la pente de la courbe $\Psi - \ln \Delta V/V_o$ ou $\Psi - \ln \varepsilon$ dans la partie post - écoulement de la courbe d'expansion.

Approche de Ladanyi - Palmer - Baguelin et al.

Ladanyi (1972), Palmer (1972) et Baguelin et al. (1972) ont montré séparément qu'à partir de la courbe d'expansion (pression dans la sonde Ψ en fonction de ε_o ou $\Delta V/V_o$), on peut déduire la loi de cisaillement non drainé d'un élément de sol ($\tau = (\sigma_r - \sigma_\theta)/2$ en fonction de $\gamma \sim \varepsilon_r - \varepsilon_\theta$) et obtenir, en particulier, les modules de cisaillement ($G = E/2(1 + \nu)$)

en élasticité) et la résistance au cisaillement non drainé S_u , sans faire d'hypothèse a priori sur la forme de cette loi ni sur l'ordre de grandeur des déformations.

Palmer (1972) propose la relation suivante :

$$\Phi(y_i) = \frac{2a\Psi}{d[\log(\Delta V/V)]} \quad (\text{III-5})$$

où $\Phi(y_i)$ est la différence entre les contraintes principales ($\sigma_r - \sigma_\theta$)

Ψ est la pression appliquée à l'intérieur de la cavité

V est le volume déformé de la sonde

ΔV est la variation du volume de la sonde

La valeur de S_u est déduite de la pente de la courbe pression Ψ vs $\log(\Delta V/V)$

$$S_u = \frac{1}{2} \Phi(y_i) \quad (\text{III-6})$$

Baguelin et al. (1972) proposent la relation suivante, en supposant uniquement que la déformation a lieu à volume constant (sol cohérent non drainé, sollicitation rapide) et en faisant l'hypothèse que le problème peut être traité en déformation plane :

$$S_u = \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{2} = f(\varepsilon) \quad (\text{III-7})$$

$$f(\varepsilon_o) = \varepsilon_o \frac{df}{d\varepsilon_o} (1 + \varepsilon_o) \left(1 + \frac{\varepsilon_o}{2} \right) \quad (\text{III-8})$$

Ladanyi (1972) montre une généralisation de le théorie de Gibson et Anderson (1961) permettant de déterminer directement, à partir de la courbe pressiométrique la relation entre les contraintes et les déformations. Il suppose que le sol autour du pressiomètre est formé d'un grand nombre de cylindres minces centrés par rapport à l'axe de la cavité. Chaque cylindre à un rayon intérieur r_i et un rayon extérieur r_{i+1} , est soumis à des contraintes radiales $(\sigma_r)_i, (\sigma_r)_{i+1}$ et tangentiels $(\sigma_\theta)_i, (\sigma_\theta)_{i+1}$. La résistance moyenne au cisaillement $(q_{i, i+1})$, ainsi que la déformation au cisaillement $(\gamma_{i, i+1})$, sont données par les deux équations suivante :

$$q_{i, i+1} = \frac{\sigma_r - \sigma_{r, i+1}}{\ln r_{i+1} - \ln r_i} \quad (\text{III-9})$$

$$\gamma_{i, i+1} = \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\Delta V}{V} \right)_i + \left(\frac{\Delta V}{V} \right)_{i+1} \right] \quad (\text{III-10})$$

Se basant sur ce principe, la courbe pressiométrique est découpée en de petits segments où chaque segment est limité par deux pressions successives p_i et p_{i+1} correspondant à une résistance au cisaillement moyenne $q_{i, i+1}$ donnée par l'équation suivante :

$$q_{i, i+1} = (\sigma_r - \sigma_\theta)_{i, i+1} = \frac{p_i - p_{i+1}}{\frac{1}{2} \left[\ln \left(\frac{\Delta V}{V} \right)_i - \ln \left(\frac{\Delta V}{V} \right)_{i+1} \right]} \quad (\text{III-11})$$

Approche analytique

L'expérience acquise grâce à l'approche de Ladanyi - Palmer - Baguelin et al a montré que dans un bon nombre de cas, la courbe dérivée $\tau - \gamma$ était de forme irrégulière. Il est donc nécessaire de procéder à un lissage des données expérimentales. Généralement, cette opération consiste à adopter des fonctions mathématiques pour ajuster la courbe pressiométrique (Prevost et Höeg, 1975 ; Denby et Clough, 1980 ; Arnold, 1981).

CHAPITRE IV

ANALYSE NUMÉRIQUE DE L'ESSAI PRESSIOMÉTRIQUE

4.1 Présentation du programme FLAC 3.4

FLAC (*Itasca Consulting Group, Inc.*) est écrit comme "un programme de différence finie explicite" qui fait une "analyse Lagrangienne". La méthode de différence finie est la plus vieille technique numérique utilisée pour résoudre des équations différentielle, avec comme données de départ les valeurs initiale et les conditions aux frontières. Dans cette méthode de différence finie, chaque dérivée dans une série d'équations principales est remplacée directement par une expression algébrique écrite en terme des déplacement et des contraintes à chaque point dans l'espace. Les déplacements et les contraintes sont indéfinies dans les éléments.

En revanche la méthode des éléments finis a une condition centrale que les déplacements et les contraintes varient dans chaque élément d'une manière déterminée et ce, à travers des fonctions spécifiques contrôlées par des paramètres. La formulation consiste dans l'ajustement de ces paramètres pour minimiser les termes d'erreurs ou les termes d'énergie.

Les deux méthodes produisent une série d'équations algébrique à résoudre. Même si ces équations sont dérivées de manières différentes, il est facile de montrer, dans certains cas spécifiques, que les équations résultant sont identiques pour les deux méthodes. Il est

inutile alors de débattre le mérites des éléments finis ou des différences finies puisque les équations en résultant sont les mêmes.

Beaucoup de chercheurs croient que les différences finies sont réduites à des éléments quadrilatères. Ceci n'est pas vrai. Wilkins (1964) a présenté une méthode pour dériver des équations différentielle pour des éléments de n'importe quelle forme : cette méthode est utilisée dans FLAC. La croyance erronée que les différences finies et les éléments quadrilatères sont inséparables est responsable de plusieurs affirmations concernant la forme des frontières et la distribution des propriétés des matériaux. En utilisant la méthode de Wilkins, les frontières peuvent avoir n'importe quelle forme et tout élément peut avoir n'importe quelle propriété, donc comme les éléments finis.

FLAC utilise une méthode par itération "explicite" pour résoudre les équations algébriques. La séquence de calcul générale qui se trouve dans FALC invoque les équations de mouvement pour dériver de nouvelles vitesses et déplacements des contraintes et des forces. Puis les taux des déformations sont dérivés des vitesses et les nouvelles contraintes sont dérivées des taux de déformation. Ce processus se répète à chaque itération.

FLAC version 3.4 contient 10 modèles qui se trouvent dans trois groupes différents: le groupe de modèle nul, l'élastique et le plastique. Les modèles que nous utilisons pour cette étude sont le modèle Drucker-Praeger et Mohr-Coulomb qui se trouvent dans le groupe plastique. Dans le cas où $\phi = 0$, le critère Drucker-Prager devient le critère Von

Mises qui correspond à un cylindre dans l'espace des contraintes principales (Figure II-3)

Le critère de Tresca est un cas spécial du critère de Mohr-Coulomb pour lequel $\phi = 0$. Il est représenté dans l'espace des contraintes principales par un prisme hexagonal régulier (Figure II-2).

4.2 Maillages choisis

La méthode des différences finies est capable de fournir des résultats d'une précision satisfaisante à condition de choisir un maillage représentatif du milieu traité. La finesse du maillage dépend du type de démarche envisagée, du modèle de sol choisi, ainsi que de la précision requise des résultats.

Nous utilisons le programme *FLAC* qui fonctionne avec des éléments quadrilatères à 4 nœuds. Le maillage qui a été utilisé est représenté à la figure IV-1. Il comprend 600 éléments et 651 nœuds. Il représente une coupe verticale du terrain autour du pressiomètre. Le plan horizontal de symétrie à la partie inférieure correspond au plan passant par le milieu de la sonde pressiométrique : cela a été possible grâce à la forme symétrique du pressiomètre, et le maillage pourrait donc être réduit de moitié. L'extrémité verticale gauche du maillage correspond au bord du forage.

Le sol autour du pressiomètre est théoriquement infiniment étendu et la hauteur de la cavité est fonction de la profondeur de l'essai. Le rayon extérieur R de la tranche de sol que nous considérons pour simuler le sol infini vaut 50 fois le rayon intérieur r_o ($R = 50 r_o$) et la hauteur de la tranche de sol vaut aussi $50 r_o$.

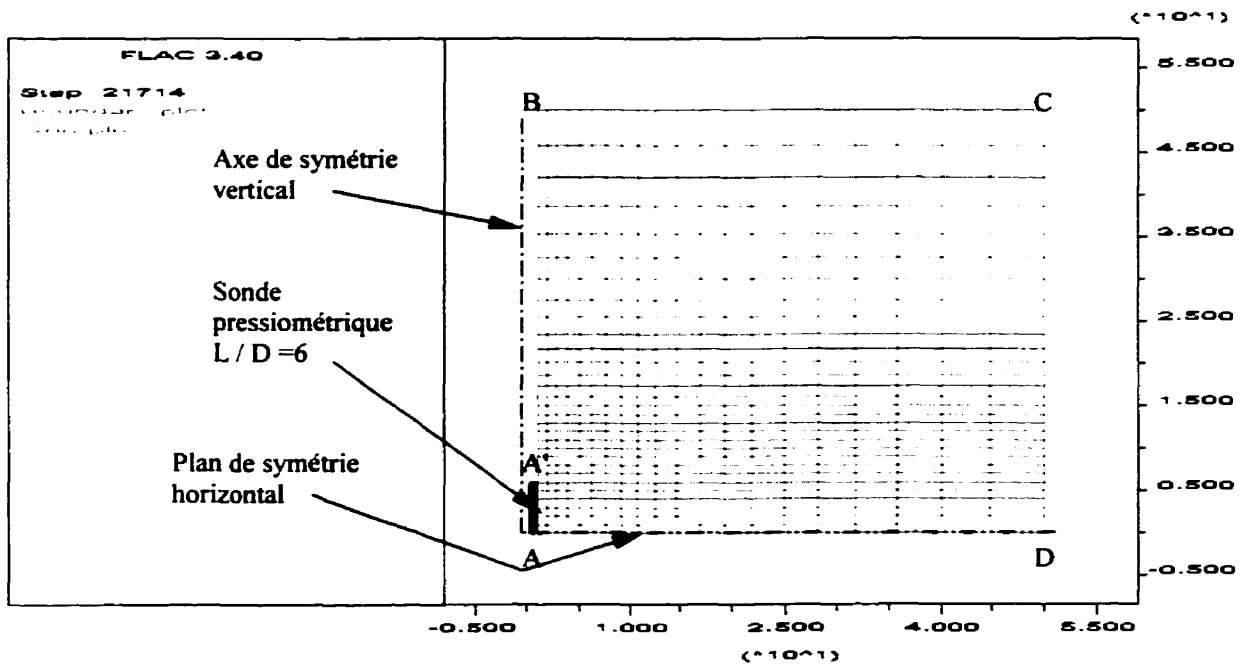


Figure IV. 1 : Maillage du sol autour du pressiomètre (600 éléments).

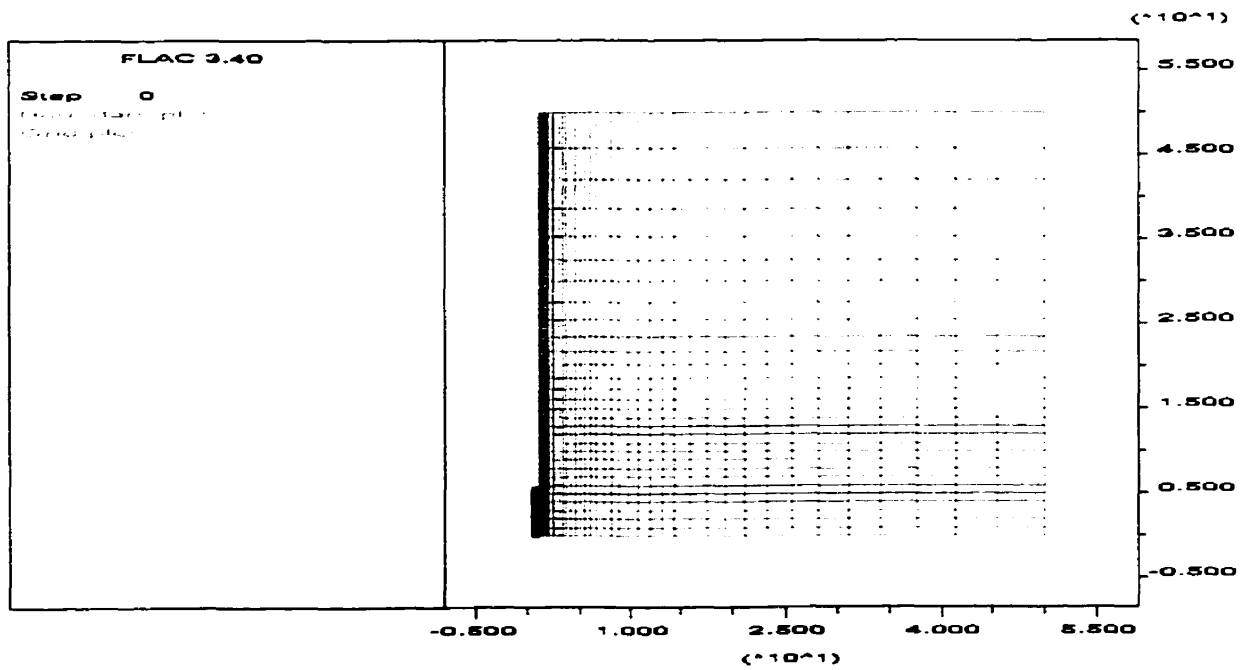


Figure IV. 2 : Maillage de vérification (1 200 éléments).

Ce choix est justifié de deux façons :

- des auteurs comme Carter et al.(1979), Acar et al. (1982), Baguelin et al. (1986), Houlsby et al. (1993), et Shuttle et al. (1995) ont choisi, tout en justifiant leur choix, un rapport R/r_o entre 25 et 50 ($25 \leq R / r_o \leq 50$).
- des simulations que nous avons effectuées avec différents rapports $R / r_o = (25, 50, 150)$ montrent un effet négligeable de la frontière extérieure pour le rapport $R / r_o \geq 50$. Par contre, aucun effet considérable de la frontière a été enregistré pour le rapport $R / r_o > 25$ (figure IV-3).

Nous avons utilisé deux maillages :

- un premier maillage comportant 600 éléments et 651 nœuds (figure IV-1); la majorité des calculs ont été effectués avec ce maillage. La validité des résultats obtenus a été confirmée par comparaison avec des résultats obtenus par le second maillage beaucoup plus fin.
- un second maillage très fin comportant 1200 éléments et 1271 nœuds (figure IV-2) qui a servi essentiellement à la validation des résultats du premier maillage.

Les conditions aux limites imposées à la tranche de sol sont les suivantes :

- une pression radiale Ψ est appliquée entre A et A' (la grandeur de AA' dépend de l'élancement du pressiomètre, $AA' = 6$ pour un élancement de 6)
- un déplacement vertical nul est imposé sur les surfaces BC et AD
- un déplacement horizontal nul est imposé sur les surfaces CD

- un déplacement radial libre sur la surface AB

4.3 Données du calcul

Les relations contraintes déformations pour le modèle plastique ayant comme critère de rupture le critère de Tresca sont formulées en fonction de la densité (d), le "bulk modulus" (K), le module de cisaillement (G), l'angle de friction (ϕ), la résistance au cisaillement (S_u), l'angle de dilatance (ψ) et la résistance en tension (σ').

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} = I_r \cdot S_u$$

$$K = \frac{E}{3(1 - 2\nu)}$$

où E et ν sont respectivement le module de Young et le coefficient de Poisson du sol.

Comme le sol que nous considérons est non drainé et sans frottement interne le coefficient de Poisson (ν) doit être égal à 0.5 et l'angle de frottement interne (ϕ) doit être égal à zéro. Toutefois, pour des raisons numériques, une valeur de 0.49 a été considérée. Comme toutes les valeurs déduites sont normalisées par rapport à la résistance au cisaillement initiale (introduite dans FLAC) une valeurs de un (1 unité) est considérée.

En ce qui concerne la prise en considération du critère de Von Mises les relations contraintes déformations sont formulées en fonction de la densité (d), le "bulk modulus" (K), le module de cisaillement (G), et des deux paramètres q_ϕ et k_ϕ .

$$q_\phi = \frac{6}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)} \sin \phi \quad \text{ou} \quad q_\phi = \frac{6}{\sqrt{3}(3 + \sin \phi)} \sin \phi$$

$$k_\phi = \frac{6}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)} S_u \cos \phi \quad \text{ou} \quad k_\phi = \frac{6}{\sqrt{3}(3 + \sin \phi)} S_u \cos \phi$$

Comme l'angle de frottement interne (ϕ) que nous considérons est égal à zéro et la résistance au cisaillement initiale (S_u) est égal à un :

$$q_\phi = 0$$

$$k_\phi = \frac{2}{\sqrt{3}} S_u = \frac{2}{\sqrt{3}}$$

Tableau IV. 1 : données du calcul numérique dans FLAC.

I_r	v	E	G	K
50	0.49	149	50	2483.33
100	0.49	298	100	4966.67
200	0.49	596	200	9933.33
350	0.49	1043	350	17383.33
500	0.49	1490	500	24833.33

Les conditions initiales des contraintes sont nulles :

$$\sigma_r = \sigma_\theta = \sigma_z = 0$$

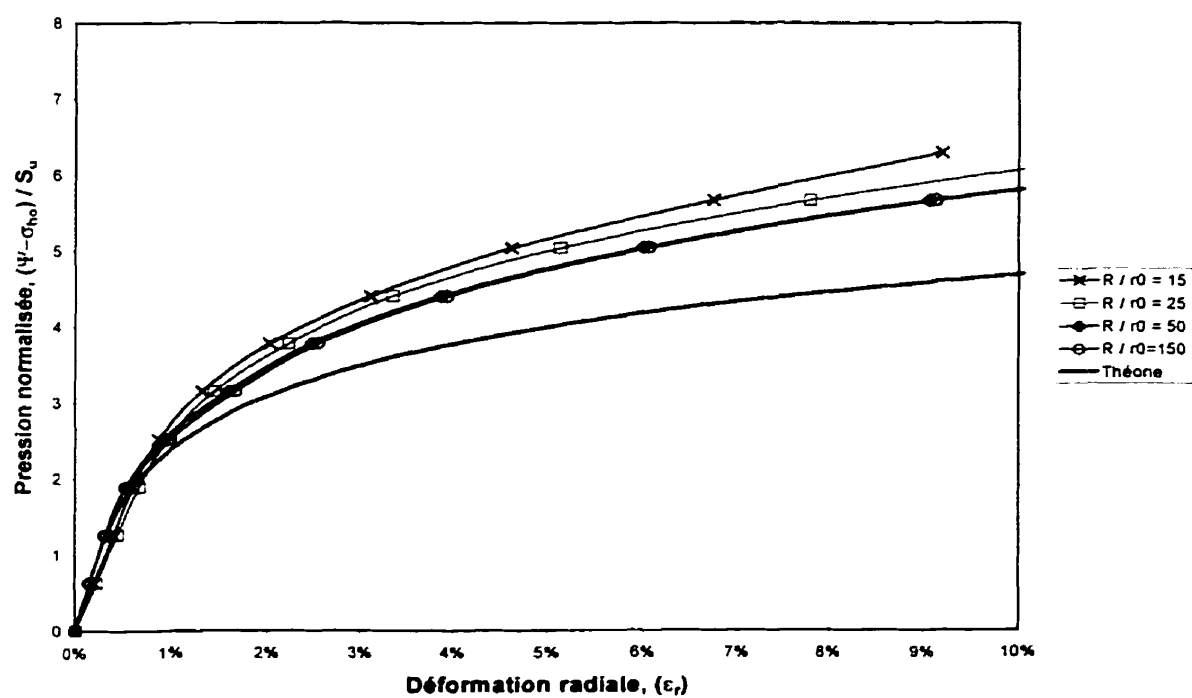


Figure IV. 3 : Comparaison de l'effet du rapport R / r_0 sur les courbes pressiométrique obtenus par un maillages de 600 éléments (Critère de Tresca, $I_r = 200$, $L / D = 6$).

4.4 Effet de la finesse du maillage

Le choix d'un maillage qui n'est pas suffisamment fin affecte essentiellement la valeur des contraintes. Les Figures IV-4, 5, 6, 7, 8 et 9 montrent les résultats de quatre simulations avec les critères de Tresca et de Von Mises, en utilisant les deux maillages présentés au paragraphe précédent.

On constate que les valeurs des contraintes et des déformations calculées avec les deux maillages sont très proches, voire identiques. D'où la conclusion que les résultats du premier maillage utilisé (600 éléments) sont indépendants de la finesse du maillage.

4.5 Chargement

Le chargement imposé au sol consiste en une pression croissante par paliers appliquée à la paroi de la cavité (Figure IV- 10) sur une longueur finie. La pression limite appliquée est égale à la pression limite donnée par l'équation de Hill en 1950 :

$$p_L = p_o + S_u \left[1 + \ln \left(\frac{G}{S_u} \right) \right]$$

Un chargement par dix paliers est utilisé, ce choix est justifié de deux façons :

- un essai pressiométrique normal est habituellement effectué en dix étapes.
- des simulations que nous avons effectuées avec différents paliers de chargement (10, 20, 30 ,40) montrent que l'erreur induite par le choix de pas de chargement non suffisamment faible est négligeable pour un sol vérifiant le critère de Tresca et de Von Mises (Figure IV-11 et IV-12).

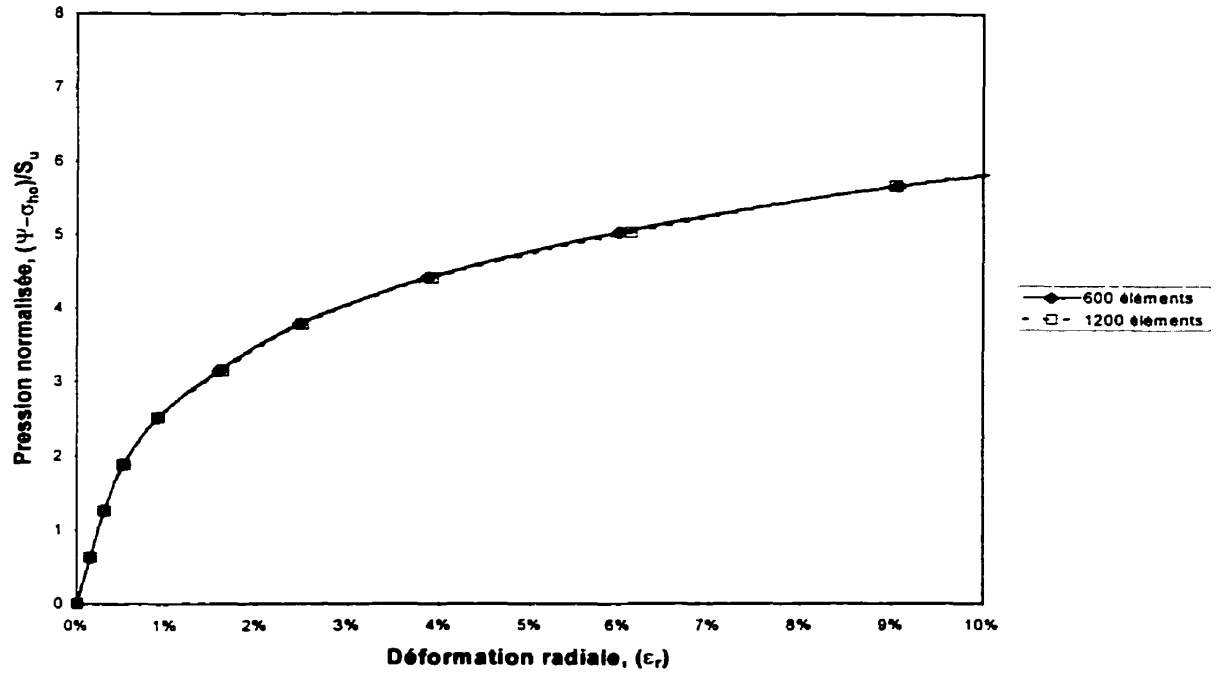


Figure IV. 4 : Comparaison des courbes pressiométriques obtenues par deux maillages différents au centre de la sonde pressiométrique (Critère de Tresca, $I_r = 200$, $L / D = 6$).

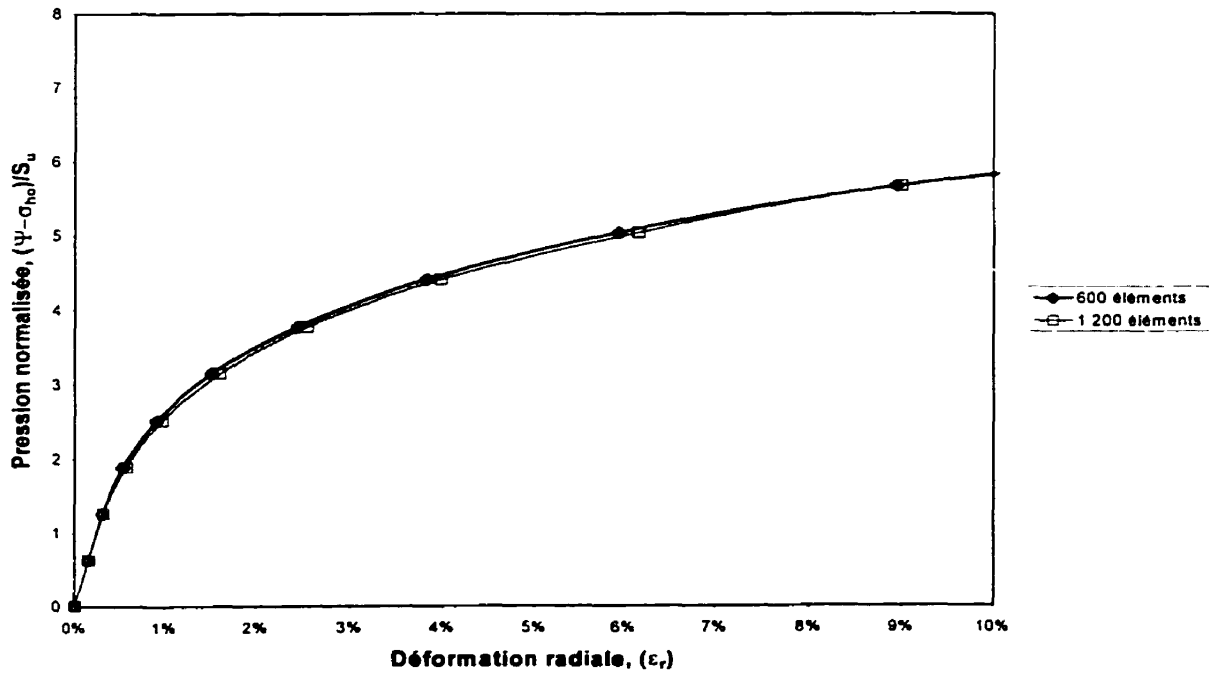


Figure IV. 5 : Comparaison des courbes pressiométriques obtenues par deux maillages différents au centre de la sonde pressiométrique (Critère de Von Mises, $I_r = 200$, $L / D = 6$).

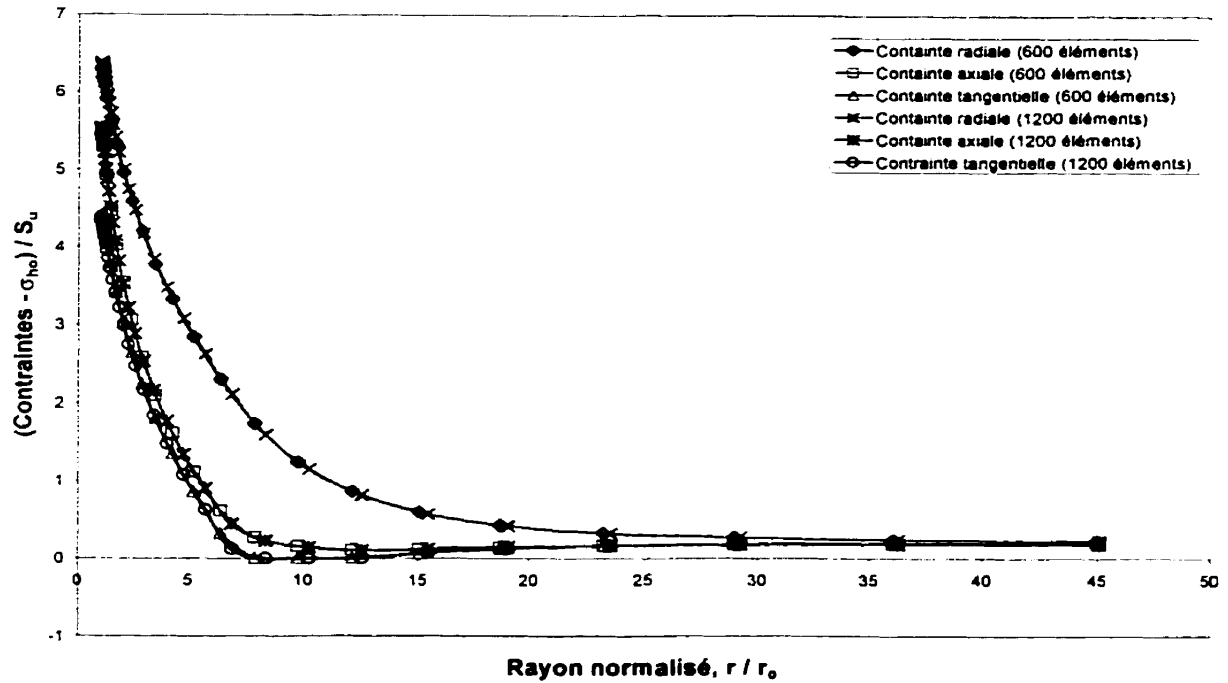


Figure IV. 6 : Comparaison des contraintes obtenues dans le sol par deux maillages différents au centre de la sonde pressiométrique (Critère de Tresca, $I_r = 200$, $L / D = 6$).

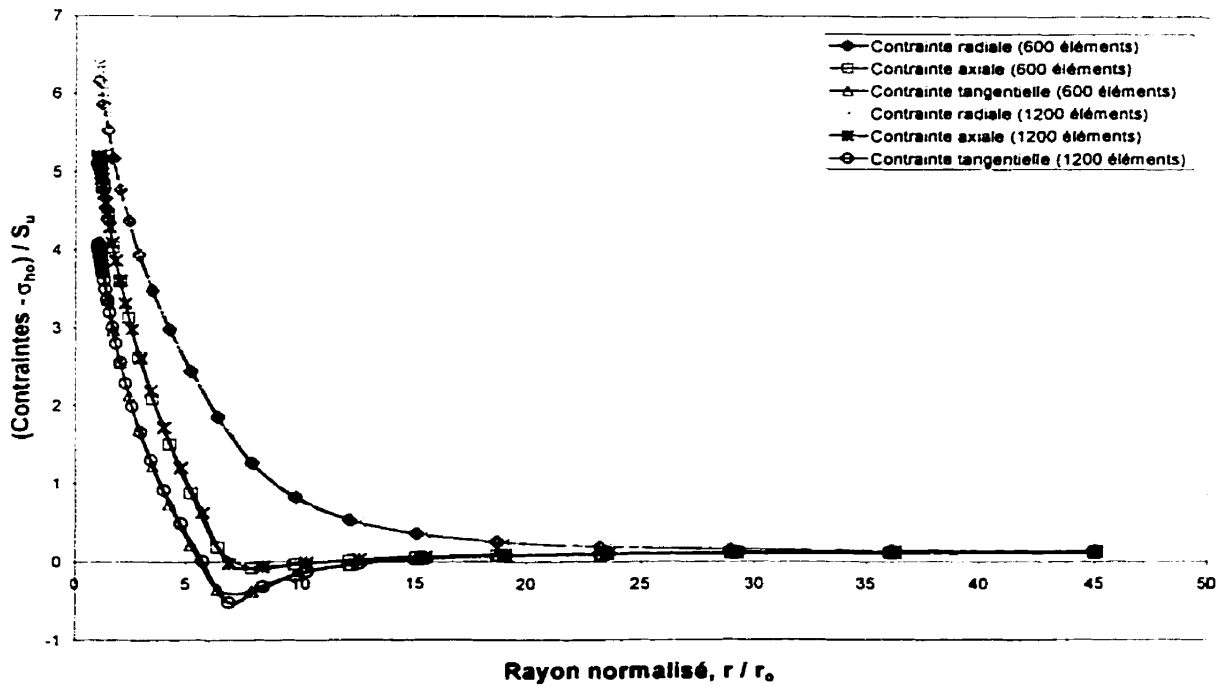


Figure IV. 7 : Comparaison des contraintes obtenues dans le sol par deux maillages différents au centre de la sonde pressiométrique (Critère de Von Mises, $I_r = 200$, $L / D = 6$).

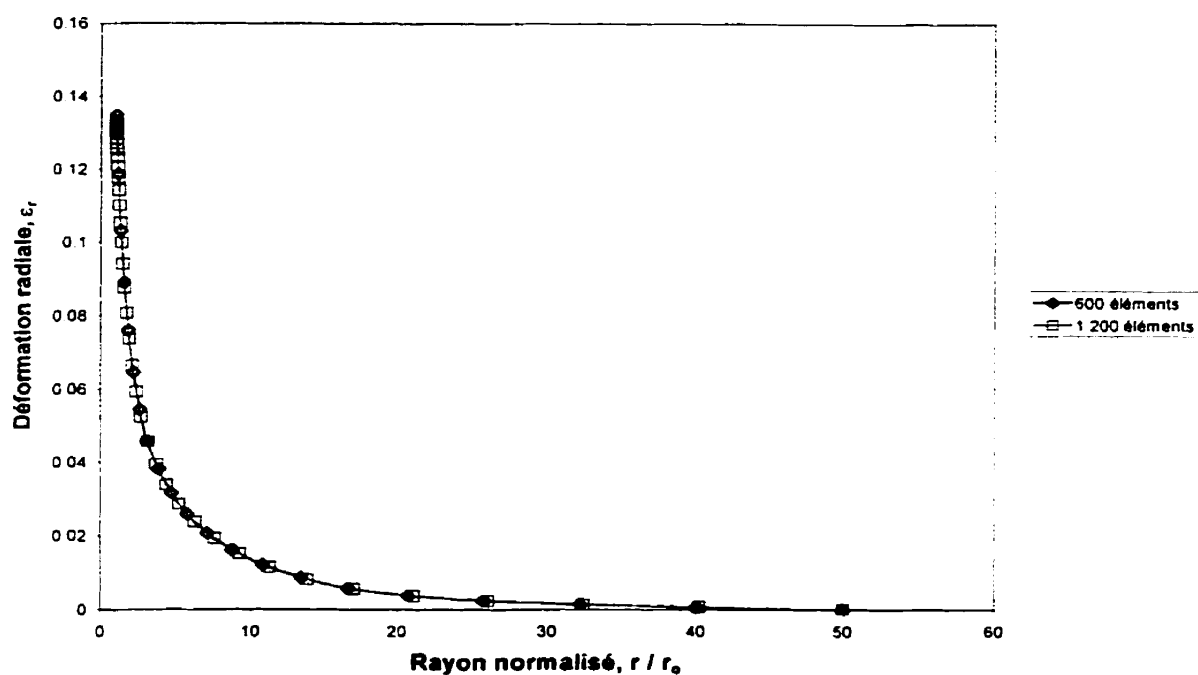


Figure IV. 8 : Comparaison des déformations obtenues dans le sol par deux maillages différents au centre de la sonde pressiométrique (Critère de Tresca, $I_r = 200$, $L / D = 6$).

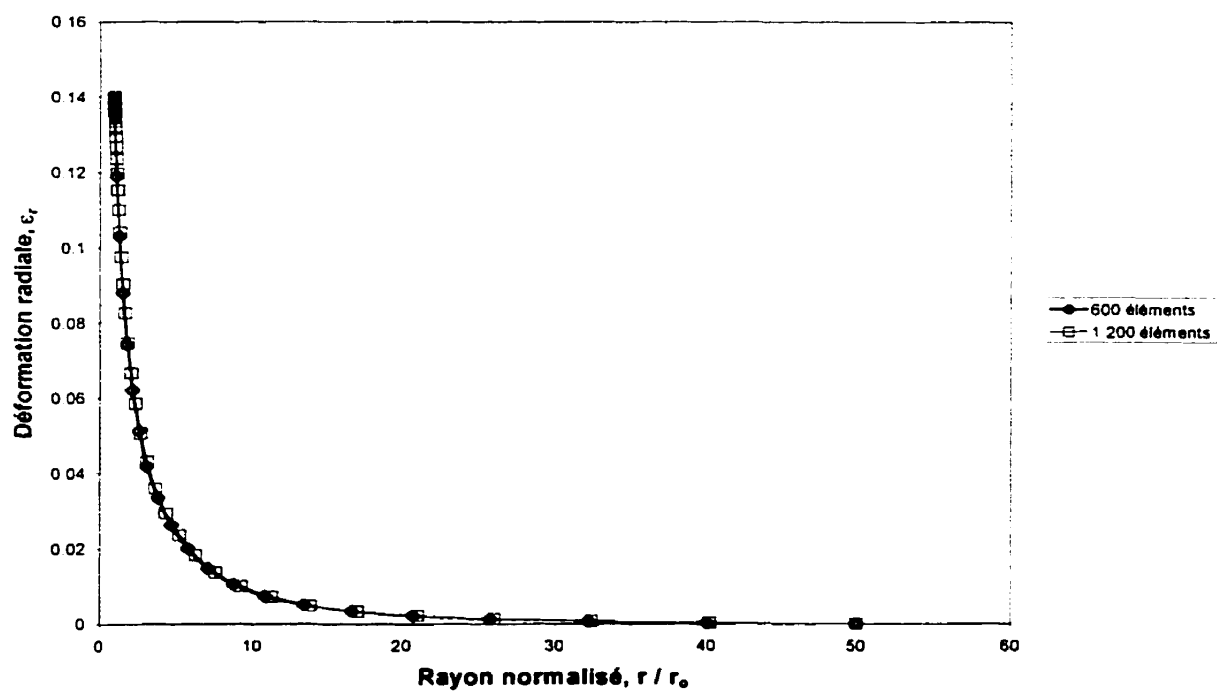


Figure IV. 9 : Comparaison des déformations obtenues dans le sol par deux maillages différents au centre de la sonde pressiométrique (Critère de Von Mises, $I_r = 200$, $L / D = 6$).

Job Title :
From File : T17/prm171.sav

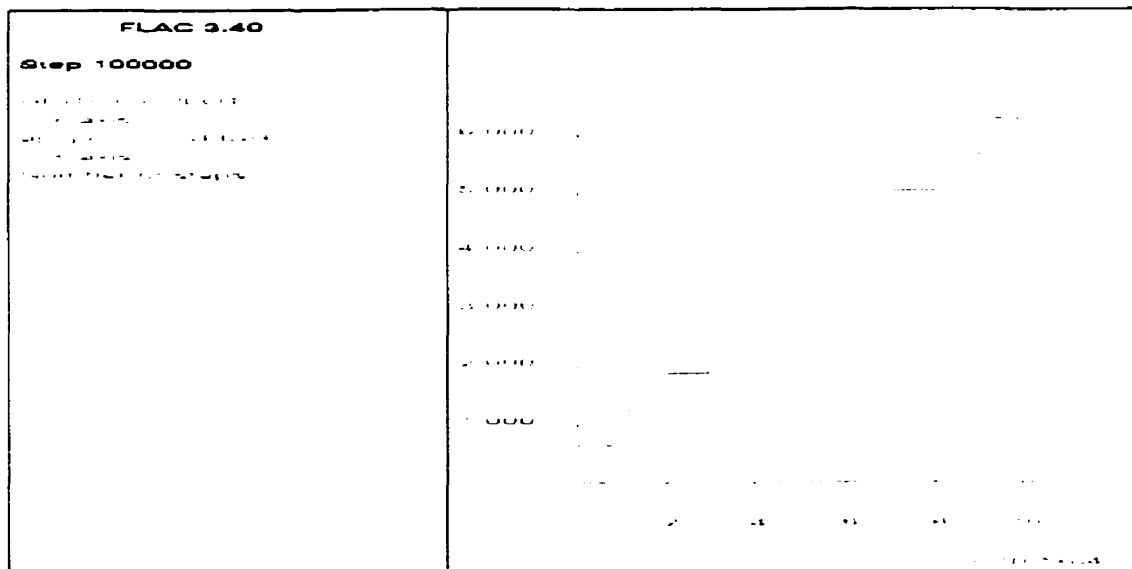


Figure IV. 10 : Graphe type de chargement du sol par 10 paliers (pression vs itération).

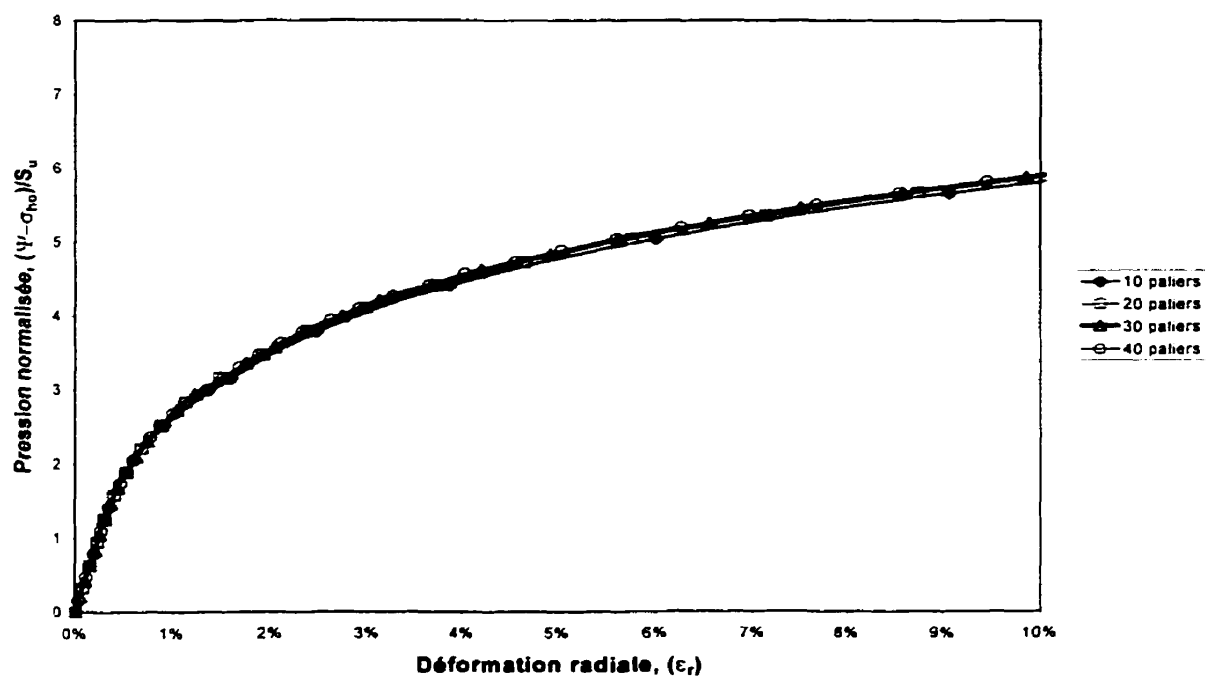


Figure IV. 11 : Comparaison des courbes pressiométriques obtenues par différents paliers de chargement (Critère de Tresca, $I_r = 200$, $L / D = 6$).

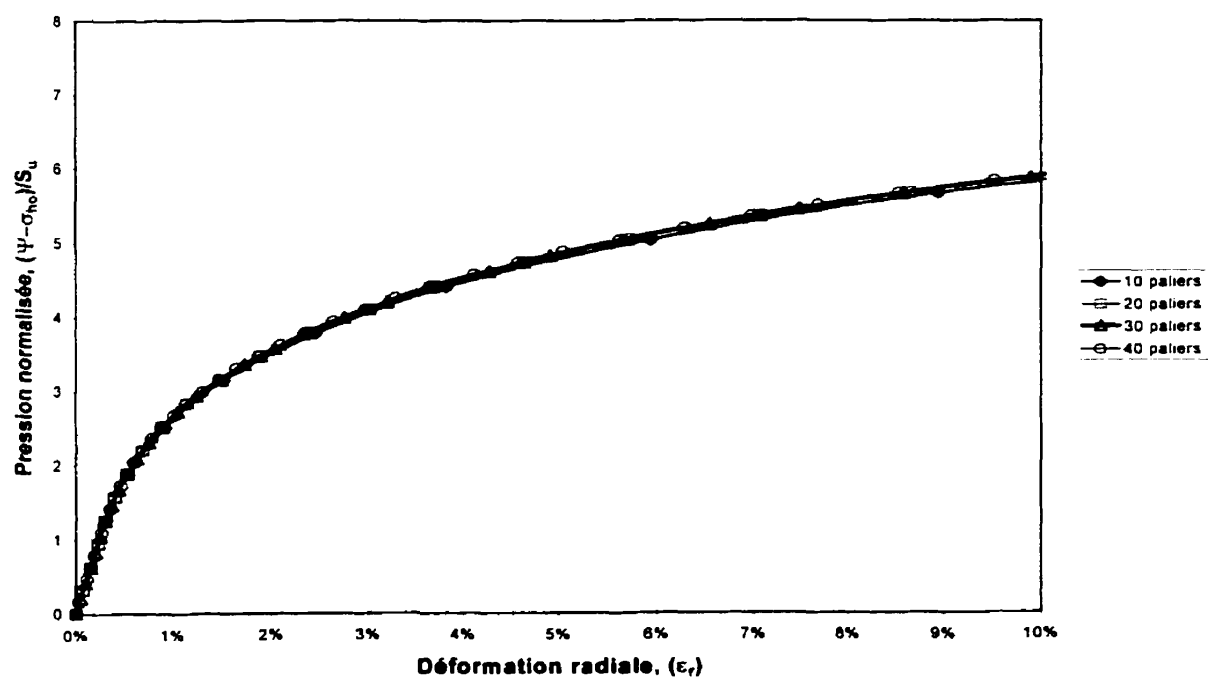


Figure IV. 12 : Comparaison des courbes pressiométriques obtenues par différents paliers de chargement (Critère de Von Mises, $I_r = 200$, $L / D = 6$).

4.6 Résultats et analyse

Le tableau IV-2 résume les valeurs de la résistance au cisaillement non drainé normalisée S_{um} / S_u (S_{um} et S_u étant respectivement la résistance au cisaillement mesurée et la résistance initiale du sol) et les modules de cisaillement normalisé G_m / G (G_m et G étant le module de cisaillement mesuré et le module de cisaillement initial du sol) tirés de cinquante simulations. Les résultats suivants peuvent être divisés en deux groupes. Le premier groupe (prm00 - prm04) représente dix simulations de cavités de longueur infinie avec deux critères de rupture (Tresca et Von Mises) et cinq indices de rigidité ($I_r = 50, 100, 200, 350$ et 500). Comme la variation de la contrainte et de la déformation selon l'axe vertical est nulle (déformation plane), cela a rendu l'utilisation d'un maillage de deux éléments dans la direction verticale possible (Annexe C, Figure C.1). La validité de ce maillage est vérifiée par un autre maillage de quinze éléments dans la direction verticale. Les résultats des deux maillages s'avèrent identiques (Figure IV.13). La comparaison des résultats des simulations de cavités infiniment longues avec ceux de la théorie nous permettent d'évaluer le degré de précision du programme utilisé.

Le second groupe (prm05 - prm24) représente quarante simulations de sondes pressiométriques dont l'élancement varie entre 2 et 10 ($2 \leq L / D \leq 10$), avec deux critères de rupture (Tresca et Von Mises) et cinq indices de rigidité ($I_r = 50, 100, 200, 350$ et 500). Ce groupe de simulations constitue la première étape de l'étude de l'effet de l'élancement du pressiomètre.

Tableau IV. 2 : Résumé des valeurs de la résistance au cisaillement non drainée normalisée et du module de cisaillement normalisé obtenu par l'analyse numérique de l'essai pressiométrique.

Simulation	L / D	I_r	Résistance au cisaillement				Module de cisaillement	
			Critère de Tresca		Critère de Von Mises		Centre	Moyenne
			Centre	Moyenne	Centre	Moyenne		
			S_{um} / S_u	S_{um} / S_u	S_{um} / S_u	S_{um} / S_u	G_m / G	G_m / G
prm00	1	50	1.000	1.000	1.000	1.000	1.012	1.012
prm05	2	50	1.516	1.512	1.514	1.513	1.116	1.145
prm10	4	50	1.428	1.419	1.421	1.418	1.028	1.065
prm15	6	50	1.345	1.331	1.322	1.327	1.020	1.050
prm20	10	50	1.181	1.222	1.158	1.220	1.021	1.037
prm01	1	100	1.000	1.000	1.001	1.001	1.011	1.011
prm06	2	100	1.531	1.533	1.530	1.532	1.115	1.145
prm11	4	100	1.445	1.467	1.442	1.420	1.028	1.063
prm16	6	100	1.361	1.378	1.365	1.359	1.020	1.050
prm21	10	100	1.223	1.294	1.221	1.260	1.021	1.037
prm02	1	200	1.000	1.000	1.001	1.001	1.005	1.005
prm07	2	200	1.555	1.557	1.544	1.529	1.118	1.099
prm12	4	200	1.460	1.477	1.460	1.448	1.031	1.052
prm17	6	200	1.384	1.392	1.375	1.385	1.019	1.033
prm22	10	200	1.247	1.309	1.242	1.320	1.016	1.024
prm03	1	350	1.000	1.000	1.001	1.001	1.003	1.003
prm08	2	350	1.580	1.566	1.580	1.571	1.115	1.145
prm13	4	350	1.493	1.537	1.488	1.525	1.028	1.068
prm18	6	350	1.414	1.425	1.408	1.397	1.020	1.050
prm23	10	350	1.283	1.314	1.271	1.314	1.020	1.037
prm04	1	500	1.000	1.000	1.000	1.000	1.002	1.002
prm09	2	500	1.596	1.573	1.591	1.570	1.116	1.145
prm14	4	500	1.506	1.535	1.505	1.537	1.028	1.063
prm19	6	500	1.426	1.426	1.425	1.419	1.019	1.050
prm24	10	500	1.293	1.340	1.283	1.320	1.020	1.032

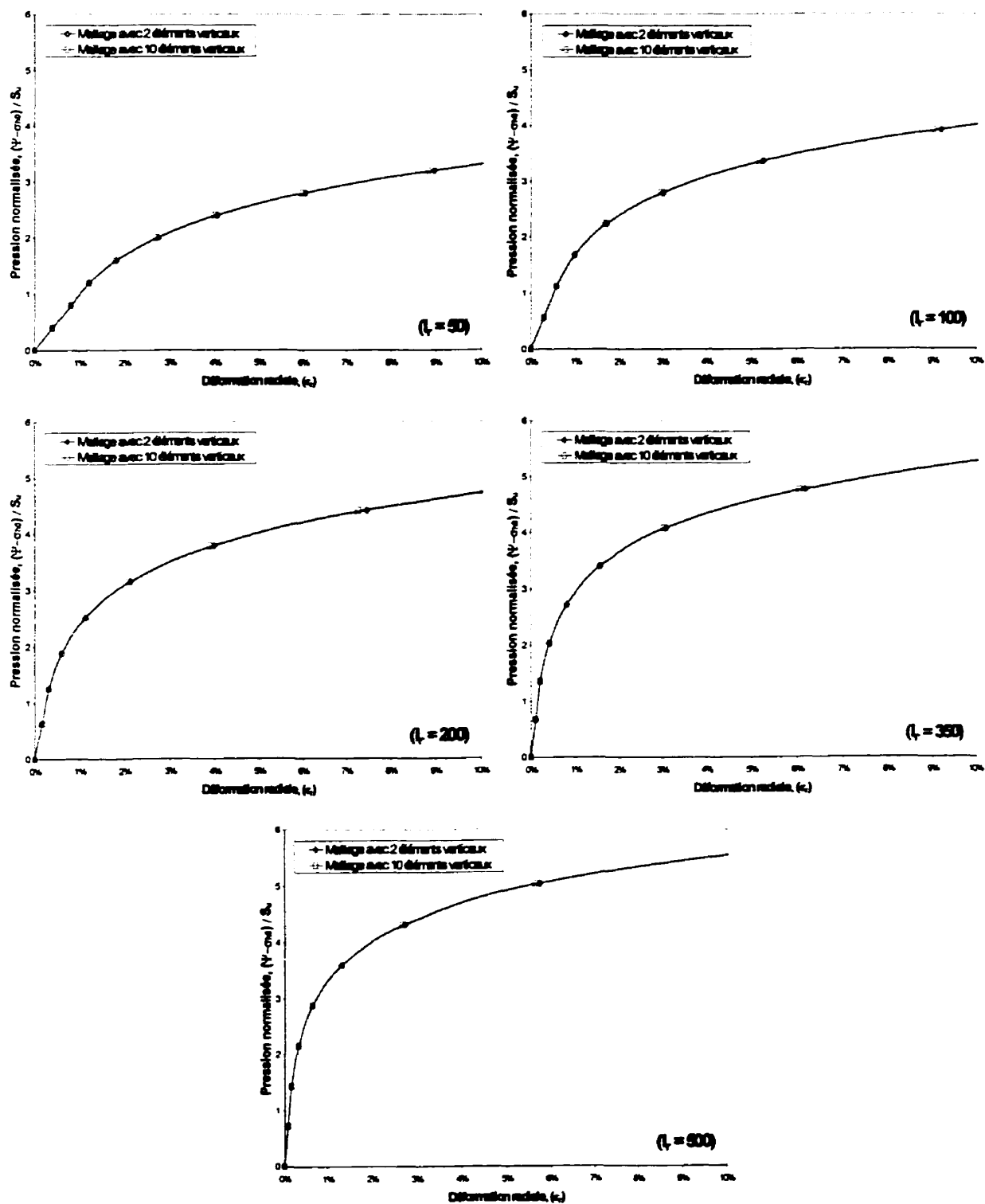


Figure IV. 13 : Comparaison des courbes d'expansion d'une cavité infiniment longue obtenues par différents maillage pour divers indice de rigidité.

4.7 Effet de l'élanement du pressiomètre

Les courbes pressions - déformations représentées à la figure IV.14 illustrent les résultats typiques d'une analyse numérique de l'essai pressiométrique. Cette figure compare les résultats obtenus par des simulations de sondes pressiométriques de différents élanements dans un sol ayant un indice de rigidité donné, avec la courbe théorique établie par Gibson et Anderson (1961) donnée par l'équation suivante :

$$\Psi = \sigma_{ho} + S_u (1 + \ln[2I_r \varepsilon]) = \sigma_{ho} + S_u \left(1 + \ln \left[2 \frac{G}{S_u} \varepsilon \right] \right)$$

où Ψ : pression à l'intérieur du pressiomètre

σ_{ho} : contrainte horizontale in - situ ($\sigma_{ho} = 0$ dans notre cas)

S_u : résistance au cisaillement non drainé

I_r : Indice de rigidité ($I_r = G / S_u$) (Vesic 1972)

G : module de cisaillement.

On peut déduire de ces courbes la valeur du module de cisaillement (G_m) et de la résistance au cisaillement (S_{um}) (Tableau IV.2). Le module de cisaillement est calculé en prenant la pente moyenne de la courbe d'expansion avant la pression de rupture (Figure IV.15), tandis que la résistance au cisaillement est calculée au moyen de la procédure graphique suggérée par Windle et Wroth (1977), qui donne la résistance au cisaillement S_u à partir de la pente de la courbe $\Psi - \ln \varepsilon_r$ dans la partie plastique de la courbe d'expansion, et ce jusqu'à 10 % de déformation (Figure IV.16).

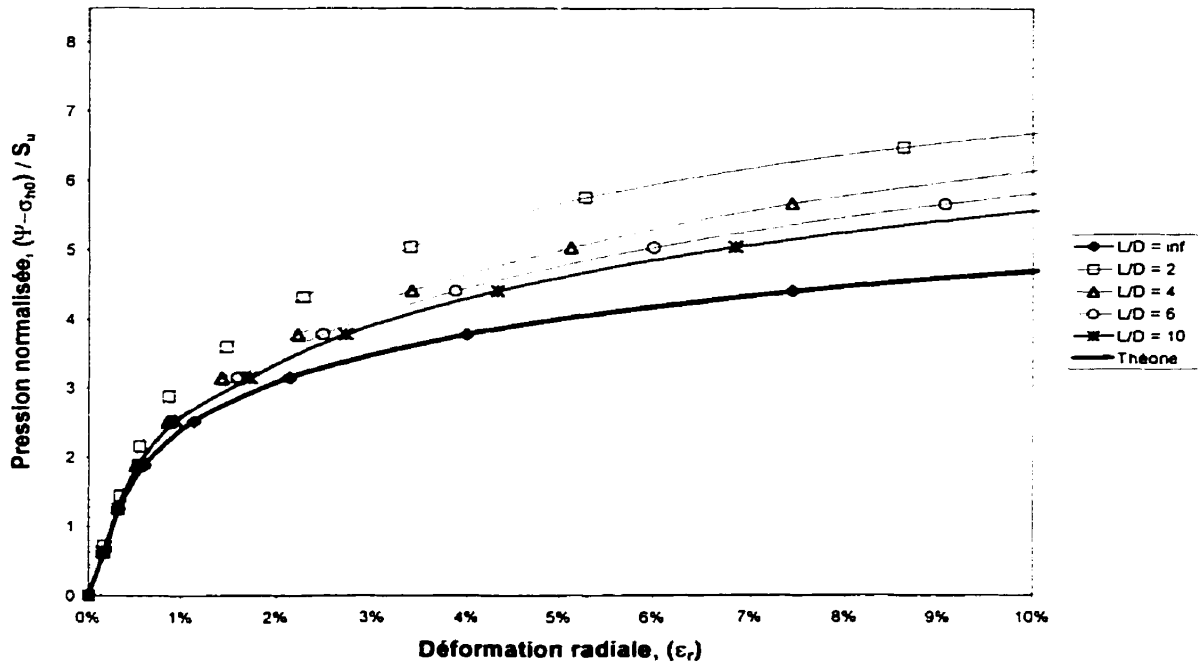


Figure IV. 14 : Comparaison des courbes d'expansion en milieu de la sonde obtenues pour les divers élargissements du pressiomètre.

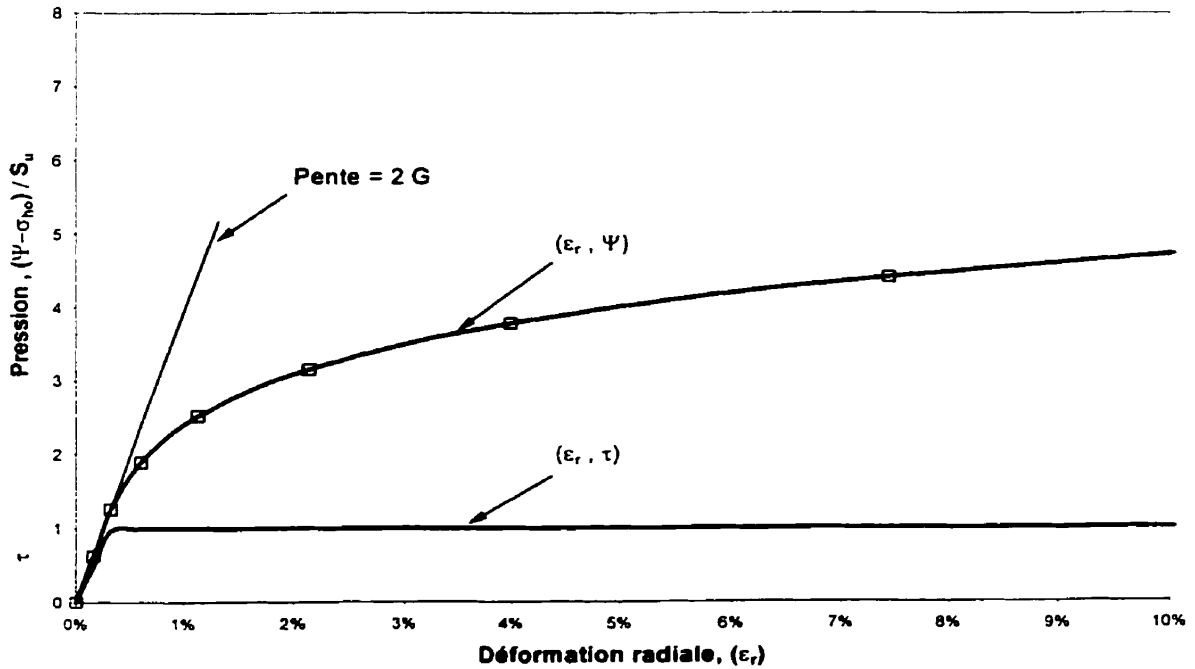


Figure IV. 15 : Courbe d'expansion $\Psi(\epsilon_r)$ et courbe de cisaillement $\tau = f(\epsilon_r)$.

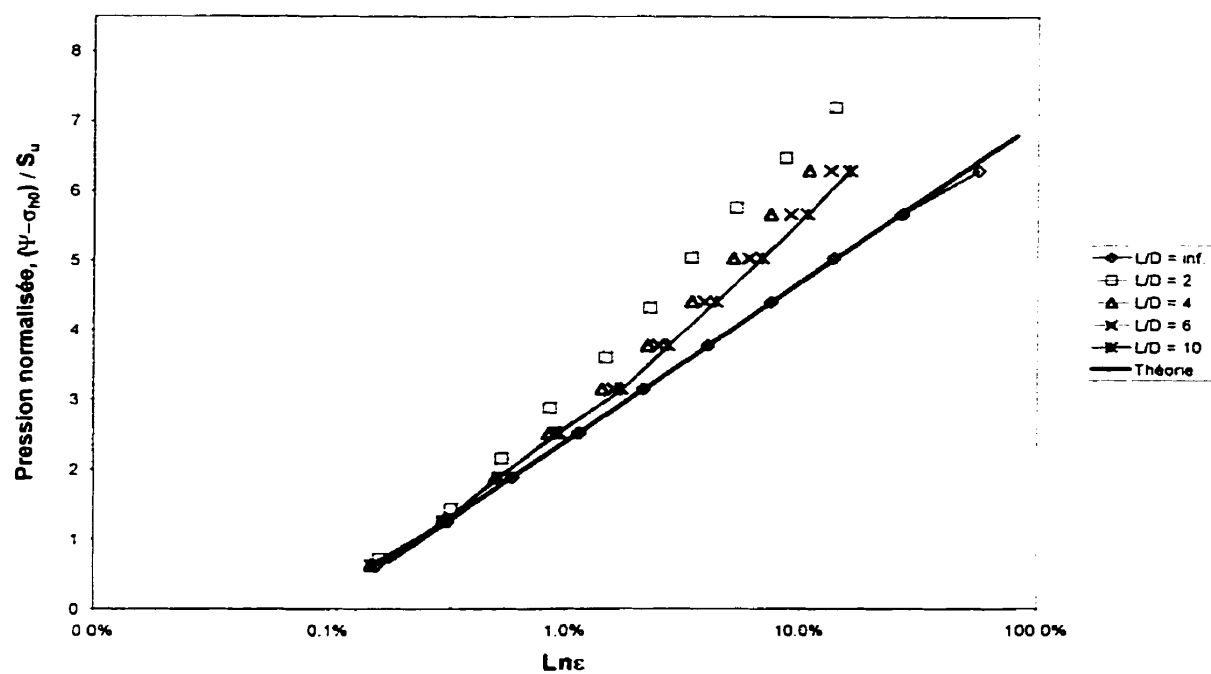


Figure IV. 16 : Comparaison des courbes pression - $\ln \epsilon_r$ au milieu de la sonde obtenues pour les divers élancements du pressiomètre.

Le tableau IV.3 résume les valeurs des facteurs de correction requis pour corriger les valeurs de la résistance au cisaillement et du module de cisaillement obtenus par des essais pressiométrique avec divers élancements du pressiomètre. Comme le montre le tableau IV.3, le facteur de correction pour le module de cisaillement pour le pressiomètre conventionnel d'élancement $L / D = 6$ varie entre 0.984 et 0.997 au centre de la sonde et entre 0.954 et 0.972 pour la moyenne de la sonde. On peut déduire que le module de cisaillement est majoré en moyenne de 0.95 % au milieu de la sonde, et de 3.7 % pour la moyenne de la sonde. Par contre, pour un pressiomètre dont l'élancement $L / D = 2$ (pressiomètre autoforeur) le module de cisaillement est majoré en moyenne de 9.75 % au milieu de la sonde, et de 10.55 % pour la moyenne de la sonde (Tableau IV.4).

Les figures IV.17 et IV.18 comparent les valeurs du facteur de correction du module de cisaillement obtenues pour divers élancements du pressiomètre. On constate que le facteur de correction pour les pressiomètres qui mesurent le déplacement radial au centre de la sonde dépend uniquement de l'élancement du pressiomètre, tandis que le facteur de correction pour les pressiomètres qui mesurent le déplacement radial à partir du changement volumétrique de la sonde (moyenne de la sonde) dépend à la fois de l'élancement du pressiomètre et de l'indice de rigidité du sol.

Une analyse des résultats présentés au tableau IV.3 montre que le facteur de correction pour la résistance au cisaillement pour le pressiomètre conventionnel ($L/D = 6$)

Tableau IV. 3 : Variation du facteur de correction avec l'élancement L / D et l'indice de rigidité.

Simulation	L / D	I_r	Résistance au cisaillement				Module de cisaillement	
			Critère de Tresca		Critère de Von Mises			
			Centre	Moyenne	Centre	Moyenne	Centre	Moyenne
			S_u / S_{um}	S_u / S_{um}	S_u / S_{um}	S_u / S_{um}	G / G_m	G / G_m
prm00	.	50	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
prm05	2	50	0.660	0.661	0.661	0.661	0.907	0.884
prm10	4	50	0.701	0.705	0.704	0.705	0.985	0.950
prm15	6	50	0.743	0.751	0.757	0.754	0.993	0.964
prm20	10	50	0.847	0.819	0.863	0.822	0.991	0.976
prm01	.	100	1.000	1.000	0.999	0.999	1.000	1.000
prm06	2	100	0.653	0.652	0.653	0.653	0.906	0.883
prm11	4	100	0.692	0.682	0.694	0.704	0.984	0.951
prm16	6	100	0.735	0.726	0.732	0.736	0.991	0.963
prm21	10	100	0.818	0.776	0.819	0.795	0.991	0.975
prm02	.	200	1.000	1.000	0.999	0.999	1.000	1.000
prm07	2	200	0.643	0.642	0.648	0.654	0.899	0.914
prm12	4	200	0.685	0.677	0.685	0.691	0.975	0.956
prm17	6	200	0.722	0.719	0.727	0.722	0.987	0.972
prm22	10	200	0.802	0.764	0.805	0.759	0.989	0.981
prm03	.	350	1.000	1.000	0.999	0.999	1.000	1.000
prm08	2	350	0.633	0.639	0.633	0.636	0.899	0.876
prm13	4	350	0.670	0.651	0.672	0.656	0.976	0.939
prm18	6	350	0.707	0.702	0.710	0.716	0.984	0.956
prm23	10	350	0.779	0.762	0.787	0.762	0.983	0.967
prm04	.	500	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
prm09	2	500	0.626	0.636	0.629	0.637	0.898	0.875
prm14	4	500	0.664	0.647	0.664	0.651	0.975	0.943
prm19	6	500	0.701	0.701	0.702	0.705	0.984	0.954
prm24	10	500	0.774	0.747	0.779	0.758	0.982	0.971

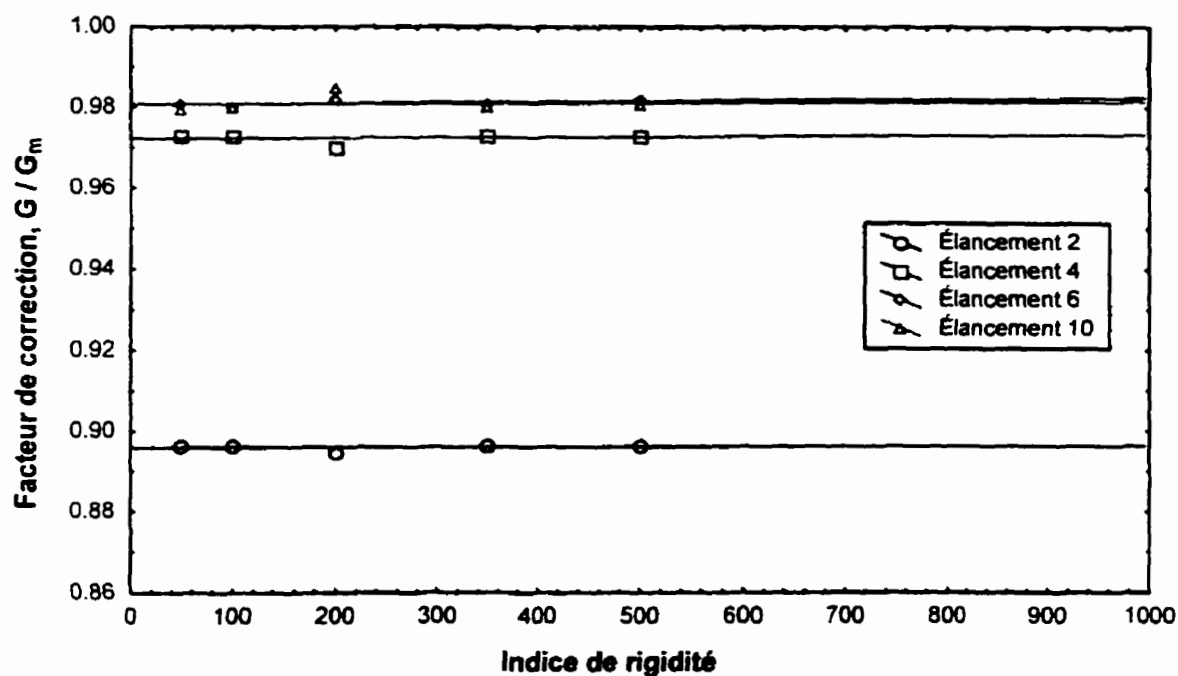


Figure IV. 17 : Comparaison des valeurs du facteur de correction du module de cisaillement en milieu de la sonde pour divers élancements du pressiomètre.

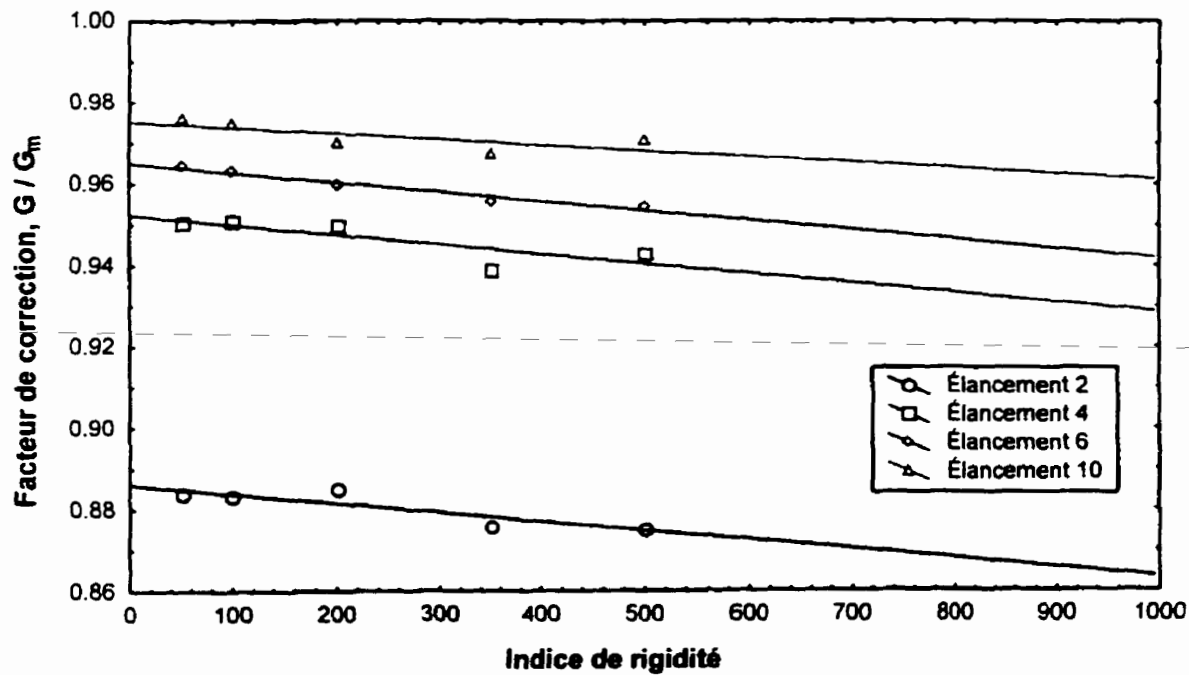


Figure IV. 18 : Comparaison des valeurs du facteur de correction du module de cisaillement moyen de la sonde pour divers élancements du pressiomètre.

varie entre 0.757 et 0.722 pour un indice de rigidité compris entre 50 et 200, tandis que le facteur de correction pour un indice de rigidité compris entre 350 et 500 varie entre 0.710 et 0.701. En d'autres termes, on peut dire que S_u est majoré de 24.35 - 29.83 %. Par contre, pour un pressiomètre dont l'élancement $L / D = 2$ (pressiomètre autoforeur), le facteur de correction varie entre 0.661 et 0.774. On peut donc dire que dans ce cas S_u est majorée de 33.95 - 37.36 % (Tableau IV.4).

Une comparaison des résultats du tableau IV.4 révèle une divergence inférieure à 1%, d'où on peut affirmer que les résultats obtenus sont indépendants du critère de rupture (Tresca ou Von Mises) (Figure IV.19). Les figures IV.20 et IV.21 comparent les valeurs du facteur de correction de la résistance au cisaillement obtenue pour divers élancements du pressiomètre. On constate que le facteur de correction dépend à la fois de l'élancement du pressiomètre et de l'indice de rigidité du sol.

Les résultats présentés aux tableaux IV.1, IV.2 et IV.3 dépendent du choix de la zone d'analyse de la courbe pression - $\ln \epsilon_r$, ce qui influence directement la pente de la courbe dans la zone plastique et, par conséquent, la valeur déduite de la résistance au cisaillement. Pour vérifier les résultats obtenus au moyen de la procédure graphique, une comparaison est faite avec la méthode analytique proposée par Kondner (1963), modifiée par Arnold (1981). Arnold a proposé une modélisation hyperbolique simplifiée de la courbe pression - déformation. Les résultats bruts des simulations sont estimés par une hyperbole de la forme suivante :

$$\Psi = \varepsilon_r / (a + b\varepsilon_r)$$

où a et b sont des paramètres à déterminer.

Le tableau IV.5 compare les valeurs des facteurs de corrections résultant des deux méthodes d'interprétation. On constate que les deux méthodes donnent des valeurs presque similaires pour les facteurs de correction.

Tableau IV. 4 : Effet de l'élancement sur la résistance au cisaillement (S_u) et le module de cisaillement (G).

Simulation	L / D	I_r	Résistance au cisaillement				Module de cisaillement	
			Critère de Tresca		Critère de Von Mises			
			Centre	Moyenne	Centre	Moyenne	Centre	Moyenne
			$1 - S_u / S_{um}$	$1 - S_u / S_{um}$	$1 - S_u / S_{um}$	$1 - S_u / S_{um}$	$1 - S_u / S_{um}$	$1 - S_u / S_{um}$
prm05	2	50	34.03%	33.88%	33.95%	33.92%	10.35%	12.66%
prm10	4	50	29.95%	29.52%	29.60%	29.46%	2.70%	6.12%
prm15	6	50	25.65%	24.86%	24.35%	24.63%	1.92%	4.74%
prm20	10	50	15.34%	18.06%	13.66%	17.82%	2.08%	3.58%
prm06	2	100	34.68%	34.77%	34.65%	34.74%	10.35%	12.65%
prm11	4	100	30.81%	31.83%	30.63%	29.57%	2.70%	5.93%
prm16	6	100	26.54%	27.40%	26.76%	26.38%	1.97%	4.75%
prm21	10	100	18.21%	22.40%	18.07%	20.49%	2.01%	3.57%
prm07	2	200	35.69%	35.76%	35.21%	34.58%	10.55%	9.04%
prm12	4	200	31.52%	32.28%	31.50%	30.93%	3.01%	4.93%
prm17	6	200	27.75%	28.13%	27.26%	27.80%	1.84%	3.24%
prm22	10	200	19.81%	23.56%	19.50%	24.09%	1.55%	2.36%
prm08	2	350	36.72%	36.12%	36.69%	36.36%	10.35%	12.66%
prm13	4	350	33.03%	34.93%	32.79%	34.41%	2.68%	6.38%
prm18	6	350	29.30%	29.83%	28.98%	28.39%	1.91%	4.74%
prm23	10	350	22.07%	23.83%	21.31%	23.80%	1.98%	3.57%
prm09	2	500	37.36%	36.39%	37.14%	36.27%	10.37%	12.65%
prm14	4	500	33.58%	35.31%	33.56%	34.93%	2.69%	5.90%
prm19	6	500	29.88%	29.85%	29.83%	29.52%	1.84%	4.74%
prm24	10	500	22.63%	25.29%	22.05%	24.23%	1.95%	3.11%



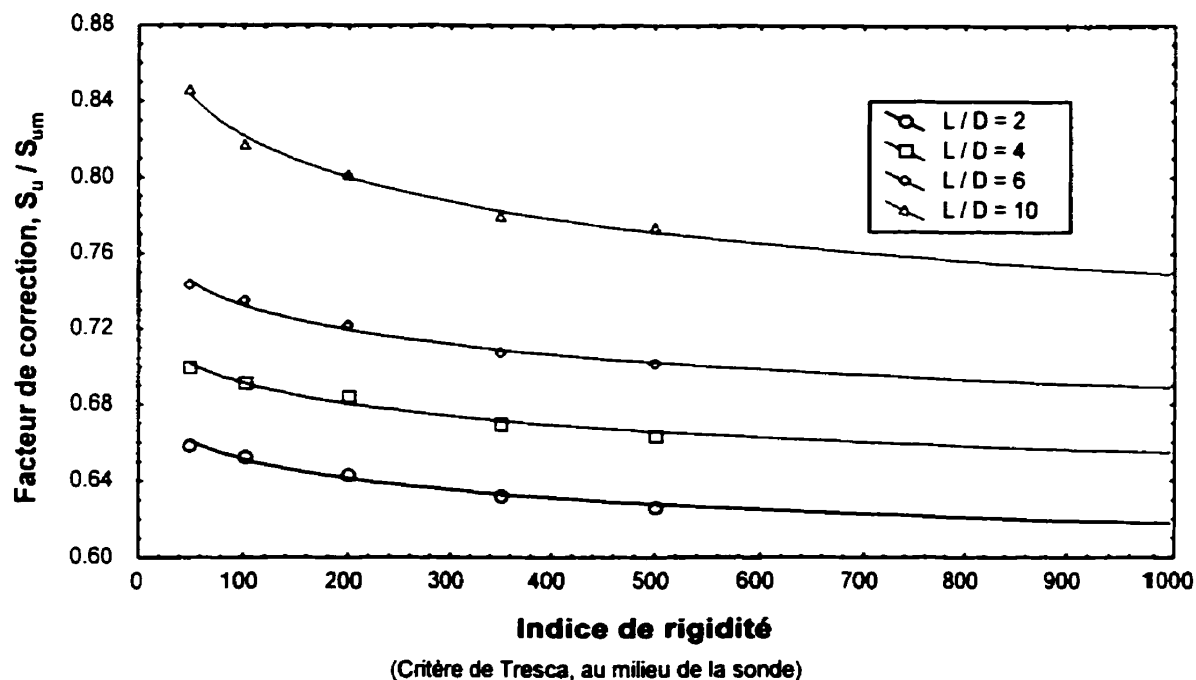


Figure IV. 20 : Comparaison des valeurs du facteur de correction de la résistance au cisaillement en milieu de la sonde pour divers élancements du pressiomètre.

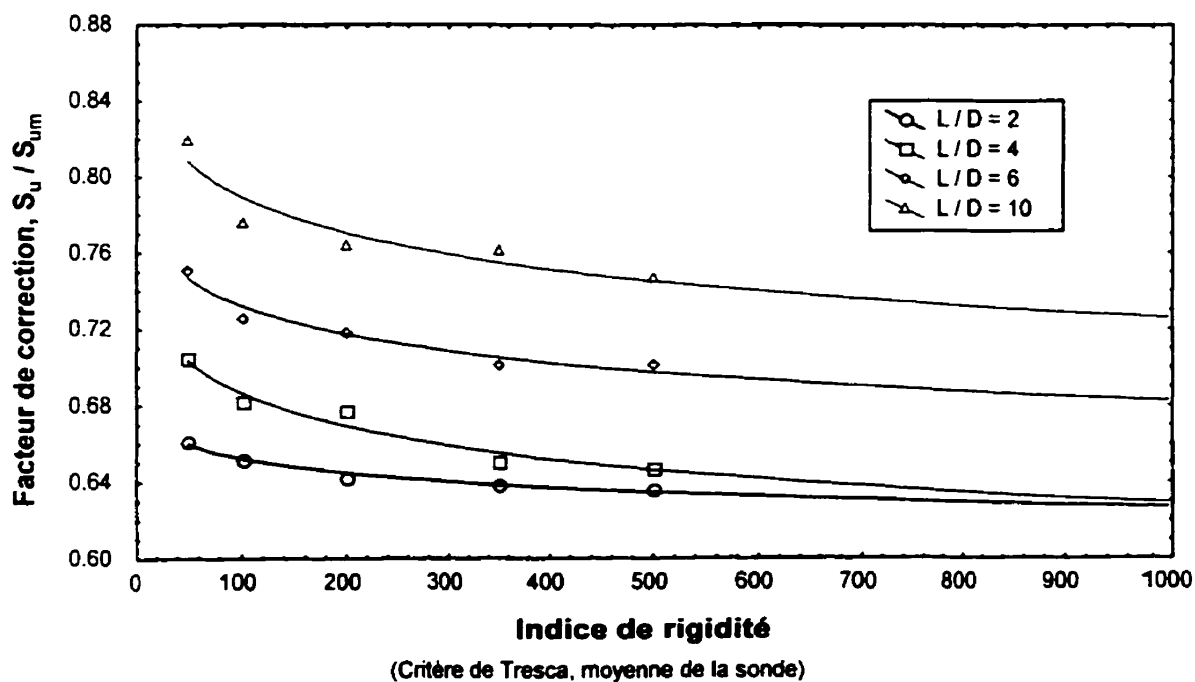


Figure IV. 21 : Comparaison des valeurs du facteur de correction de la résistance au cisaillement moyen de la sonde pour divers élancements du pressiomètre.

Tableau IV. 5: Comparaison des facteurs de correction déduits par la méthode analytique (Arnold, 1981) et la méthode graphique (Windle et Wroth, 1977).

I_r	Méthode analytique				Méthode graphique			
	L/D = 10	L/D = 6	L/D = 4	L/D = 2	L/D = 10	L/D = 6	L/D = 4	L/D = 2
50	0.979	0.963	0.962	0.822	0.847	0.743	0.701	0.660
100	0.970	0.947	0.934	0.803	0.818	0.735	0.692	0.653
200	0.910	0.887	0.861	0.768	0.802	0.722	0.685	0.643
350	0.817	0.799	0.775	0.751	0.779	0.707	0.670	0.633
500	0.809	0.724	0.703	0.686	0.774	0.701	0.664	0.626

Déplacements

En examinant les résultats du calcul numérique on constate que le déplacement radial au voisinage du centre de la cavité est légèrement supérieur au déplacement moyen de la sonde (Figure IV-22 et IV-23). Cette disparité entre le déplacement au centre et le déplacement moyen est due à la forme non cylindrique de la sonde dilatée.

Contraintes

Les Figures IV-24 a, b, c, et d montrent la distribution des contraintes en fin d'expansion, pour les quatre élançements. On constate que l'état des contraintes dépend peu de l'élançement du pressiomètre.

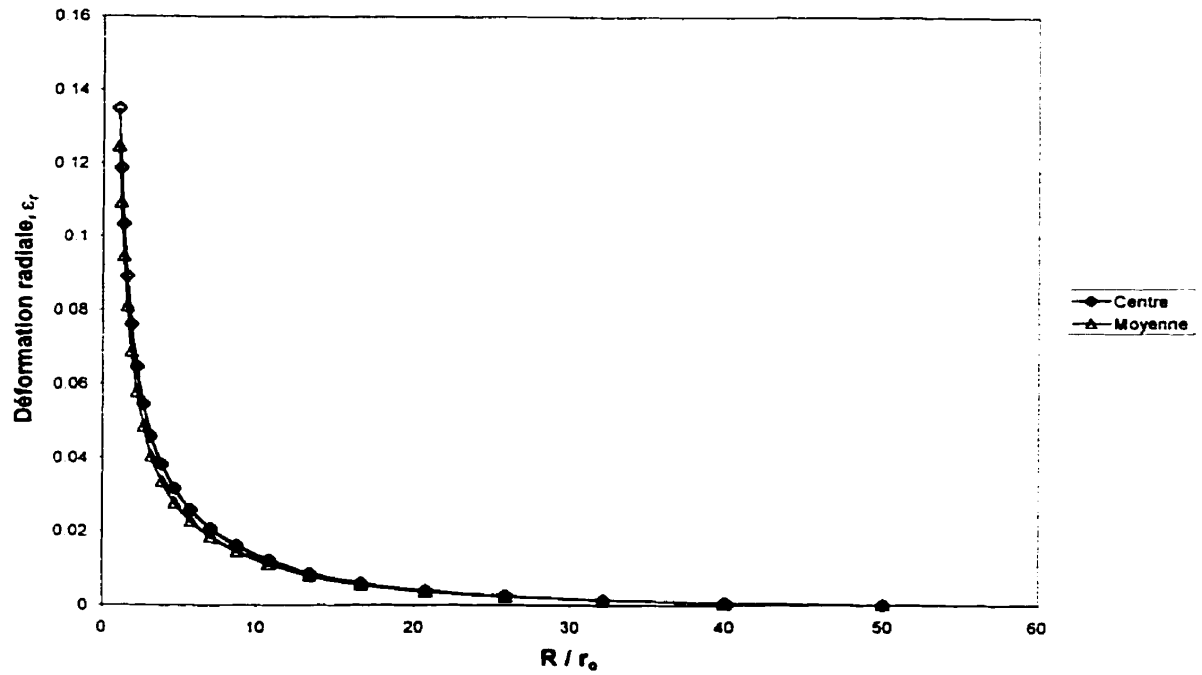


Figure IV. 22 : Comparaison des déformations obtenues au centre et la moyenne de la sonde
(Critère de Tresca, $I_r = 200$, $L / D = 6$).

Job Title : Critère de Tresca, $I_r = 200$, $L / D = 6$
From File : T17/prm17.sav

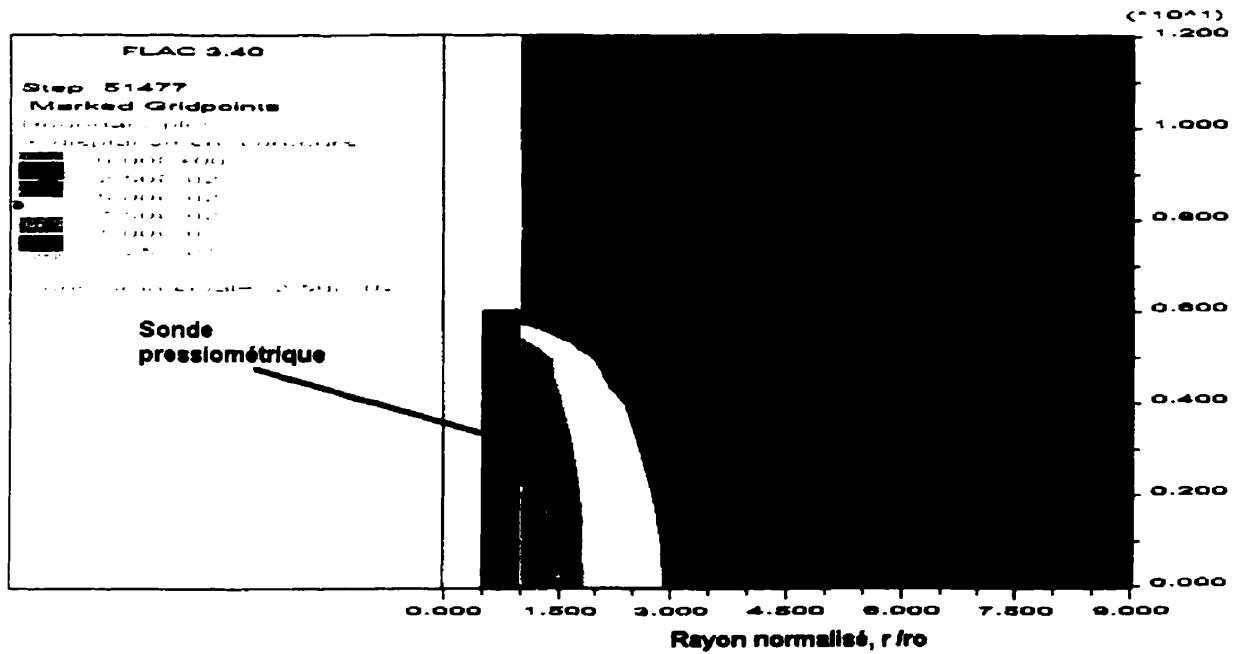
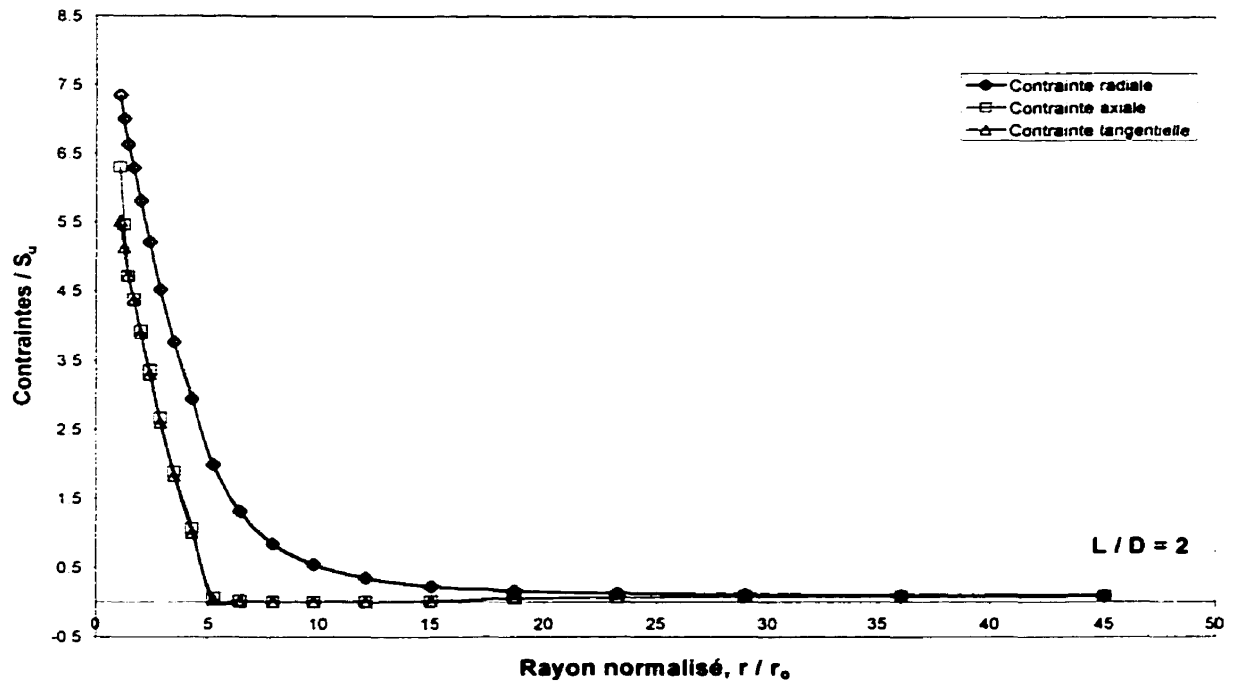
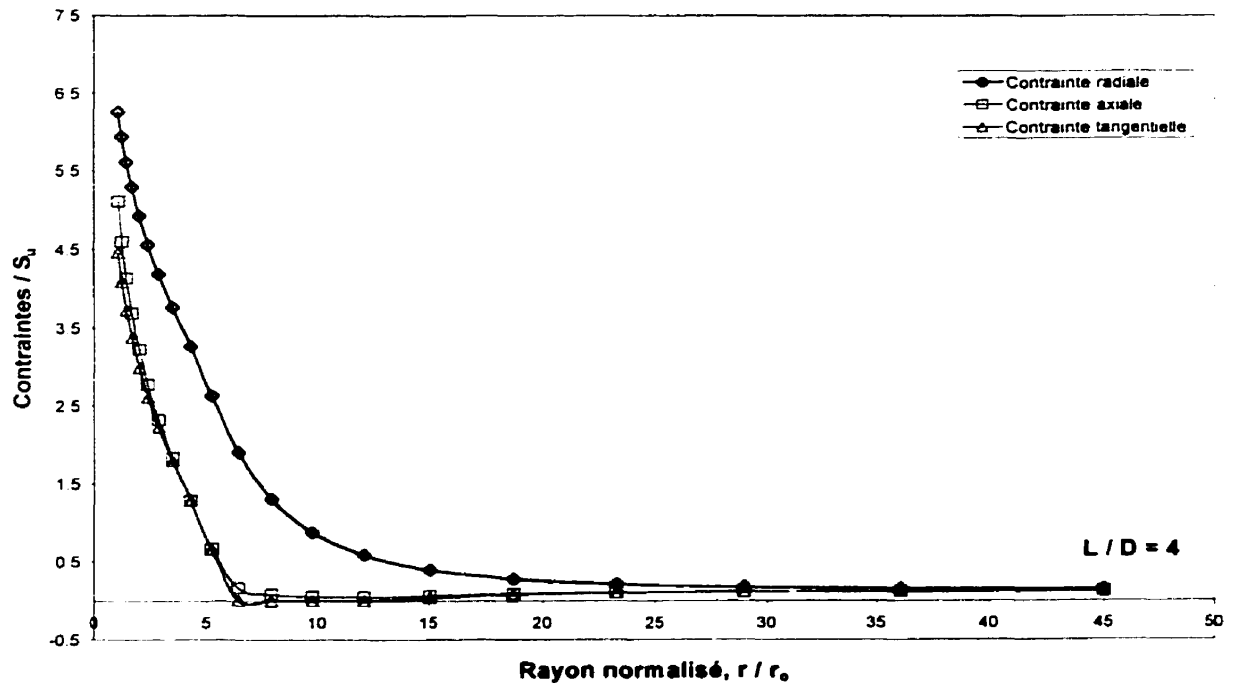


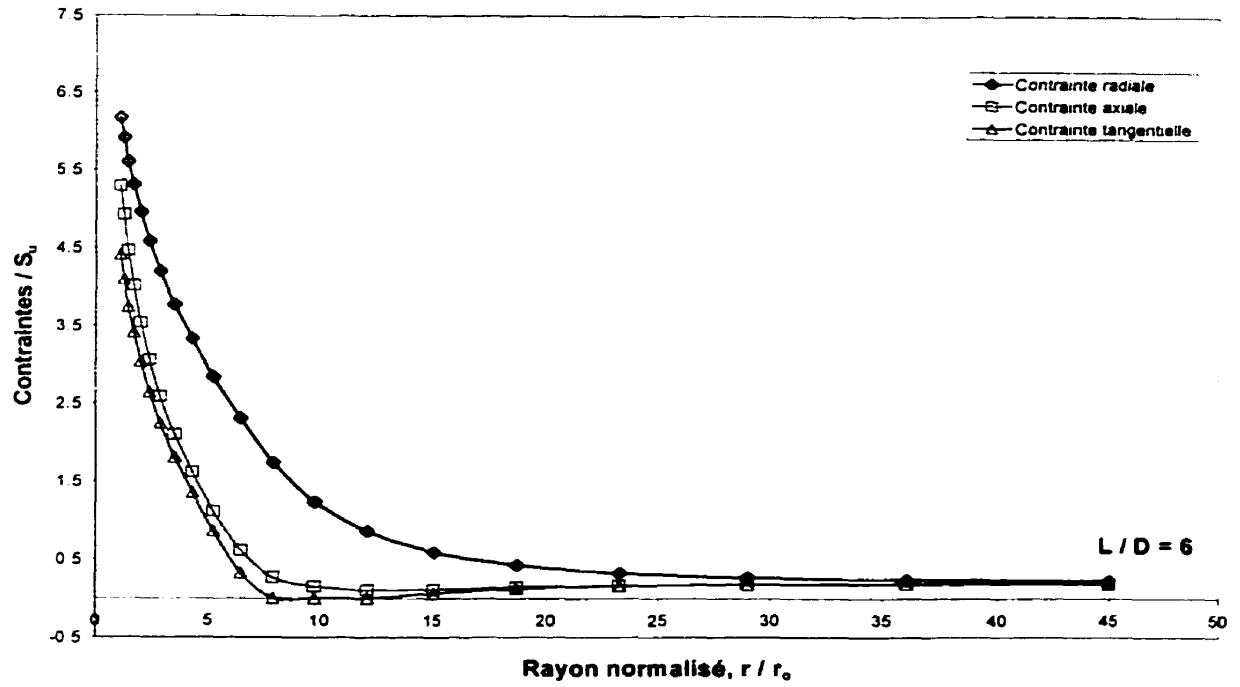
Figure IV. 23 : Courbes isovaleurs des déplacements autour de la sonde pressiométrique pour un élanement $L / D = 6$ (Critère de Tresca, $I_r = 200$).



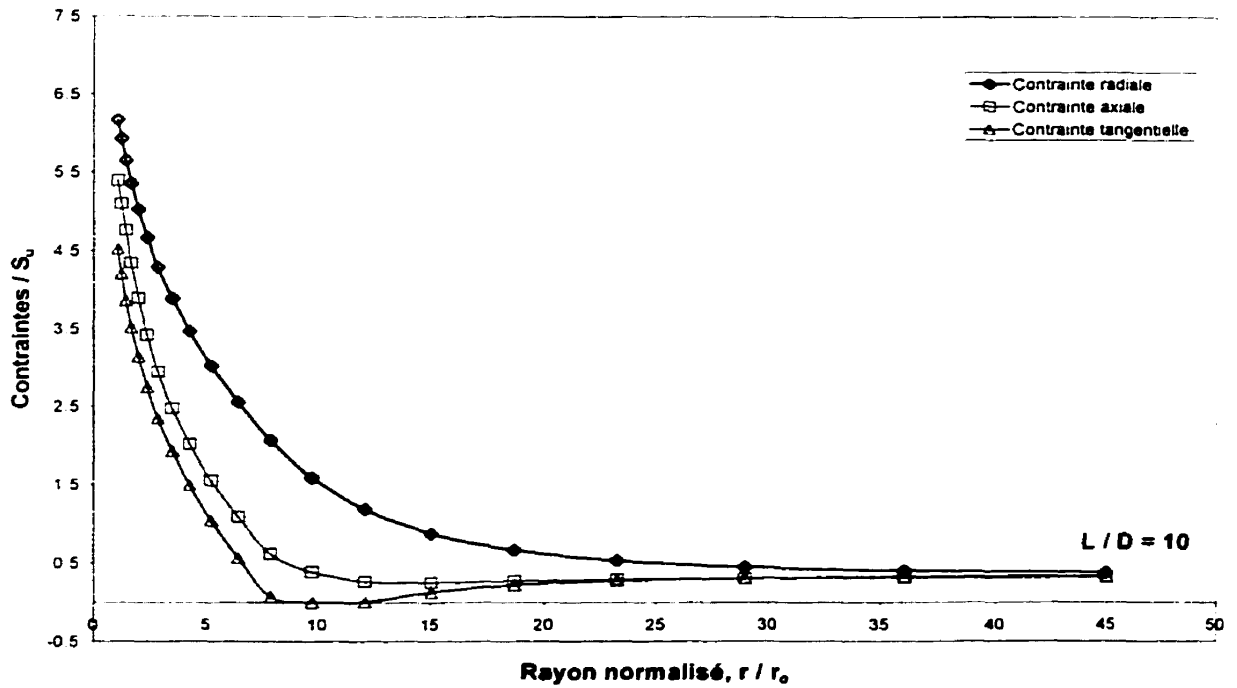
(a)



(b)



(c)



(d)

Figure IV. 24 : Distribution des contraintes au centre de la sonde dans le sol en fin d'expansion pour divers élancements.

Afin de vérifier l'utilité des facteurs de corrections obtenus ci-dessus, ces facteurs sont appliqués aux résultats obtenus par Ghionna et al. (1982). Pour étudier l'effet de l'élancement, Ghionna et al. comparent les valeurs obtenues lors des essais triaxiaux, des essais de cisaillement simple et au moyen d'autres essais in-situ, tels que le scissomètre de chantier, aux valeurs obtenues au PAF (pressiomètre autoforeur) pour les rapports $L/D = 2, 4$ et 6 . Le tableau IV-6 résume les valeurs de résistance au cisaillement (S_u) issues des différentes méthodes d'interprétation appliquées à six essais pressiométriques (Ghionna et al., 1982).

Tableau IV. 6 : Comparaison des valeurs de la résistance au cisaillement non drainé obtenues par des essais pressiométriques de bonne qualité aux valeurs obtenues par des essais au laboratoire (Ghionna et al, 1982).

Site	Porto Tolle	Porto Tolle	Trieste	Trieste	Onsöy (NC)	Drammen
Profondeur	15	15	11	18	13	10
Élancement	$L/D = 2$	$L/D = 4$	$L/D = 2$	$L/D = 4$	$L/D = 6$	$L/D = 6$
$(S_u / \sigma_{v0})_{GA}$	0.36	0.2	0.54	0.17	0.41	0.5
$(S_u / \sigma_{v0})_{WW}$	0.49	0.24	0.8	0.23	0.41	0.51
$(S_u / \sigma_{v0})_{PH}$	0.44	0.25	0.68	0.22	0.43	0.51
$(S_u / \sigma_{v0})_D$	0.48	0.23	0.71	0.24	0.42	0.52
$(S_u / \sigma_{v0})_{TX}$	0.31	0.31	0.32	0.32	0.32	0.4
$(S_u / \sigma_{v0})_{FV}$	0.29	0.29	0.35	0.35	0.23	0.34

GA : Gibson et Anderson (1961)
 WW : Windle et Wroth (1977)
 PH : Prevost et Höeg (1975)
 D : Denby (1978)
 TX : Essai triaxial
 FV : Scissomètre de chantier

On constate que pour la majorité des ces essais, à l'exception des deux essais effectués avec une sonde dont l'élanement est de 4, la résistance au cisaillement dérivée est supérieure à la résistance non drainée obtenue par des essais au laboratoire et les essais au scissomètre de chantier.

Le tableau IV-7 donne les valeurs de résistance au cisaillement corrigées pour l'élanement du pressiomètre. L'analyse des résultats figurant dans le tableau suivant et leur comparaison avec les valeurs mesurées en laboratoire donnent l'observation suivante: les valeurs de S_u corrigées s'approchent des valeurs mesurées au laboratoire (de l'ordre de 99.6 %) ce qui indique l'effet considérable de l'élanement du pressiomètre et l'utilité des facteurs de correction déduits ci-dessus.

Tableau IV. 7 : Comparaison des valeurs de la résistance au cisaillement non drainé corrigées aux valeurs obtenues pas des essais au laboratoire (Ghionna et al, 1982).

Site	Porto Tolle	Porto Tolle	Trieste	Trieste	Onsöy (NC)	Drammen
Profondeur	<i>15</i>	<i>15</i>	<i>11</i>	<i>18</i>	<i>13</i>	<i>10</i>
Élancement	<i>L/D = 2</i>	<i>L/D = 4</i>	<i>L/D = 2</i>	<i>L/D = 4</i>	<i>L/D = 6</i>	<i>L/D = 6</i>
$(S_u / \sigma_{vo})_{GA^*}$	0.24	-	0.35	-	0.30	0.36
$(S_u / \sigma_{vo})_{WW^*}$	0.32	-	0.52	-	0.30	0.37
$(S_u / \sigma_{vo})_{PH^*}$	0.29	-	0.44	-	0.31	0.37
$(S_u / \sigma_{vo})_{D^*}$	0.32	-	0.46	-	0.30	0.38
$(S_u / \sigma_{vo})_{TX}$	0.31	0.31	0.32	0.32	0.32	0.4
$(S_u / \sigma_{vo})_{FV}$	0.29	0.29	0.35	0.35	0.23	0.34

GA* : Gibson et Anderson (1961) corrigé
 WW* : Windle et Wroth (1977) corrigé
 PH* : Prevost et Höeg (1975) corrigé
 D* : Denby (1978) corrigé
 TX : Essai triaxial
 FV : Scissomètre de chantier

CHAPITRE V

CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

En observant globalement les déplacements, les contraintes, les résistances au cisaillement et les modules de cisaillement, on constate que les résultats demeurent assez proches du cas de la déformation plane pour les élancements 6 et 10.

Pour les quatre élancements, les valeurs des contraintes moyennes de la sonde, sont assez proches des valeurs obtenues au milieu de la sonde. Tandis que les déformations radiales au milieu sont supérieures à la moyenne des déformations le long de la sonde, cela est surtout dû à l'expansion non - cylindrique de la sonde pressiométrique, causée par la valeur finie du rapport L / D .

En accord avec les études précédentes, la pression Ψ imposée au bord de la cavité, pour une déformation donnée ϵ_0 , est d'autant plus élevée que l'élancement est faible. Les courbes pressiométrique et les courbes de cisaillement dérivées pour un sol élastique - parfaitement plastique donnent des valeurs de G et S_u majorées de l'ordre de 10.35% et de $35.7 \pm 1.6 \%$, respectivement, cette majoration dépend de l'indice de rigidité du sol, pour l'élancement de 2, ce qui concorde avec la majoration de 36 % obtenue par Borsetto et al. (1983). Tandis que pour l'élancement de 6 les valeurs de G et de S_u sont majorées de 1.9 % et $27.76 \pm 2.11 \%$ respectivement, ce qui est inférieur à la majoration de 43 %

obtenue par Houlsby et al. (1993). Cette différence est due à l'utilisation d'un maillage plus fin et d'un logiciel plus performant.

La poursuite de ce travail pourrait se situer dans divers directions. Tout d'abord, d'un point de vue expérimental, il serait intéressant d'approfondir l'analyse et la comparaison des résultats d'essais en laboratoire et d'essais pressiométriques avec les résultats obtenus dans le présent travail. Ceci permettrait de mieux apprécier la fiabilité des facteurs de corrections obtenus.

Pour rester dans le domaine des études théoriques, on pourrait encore pousser plus loin l'analyse numérique pour tenir compte du drainage partiel et de la consolidation du sol autour du pressiomètre ainsi que l'effet de la vitesse et la profondeur de l'essai pressiométrique.

RÉFÉRENCES

- **ACAR, Y.B., TUMAY, M.T. et CHAN, A. (1982).** *Interpretation of the dissipation of penetration pore pressures.* Proc. Int. Symp. On Numerical Models in Geomechanics, Zurich, 353-358.
- **ANDERSON, W.F., PYRAH, I.C. et HAJI ALI, F. (1987).** *Rate effects in pressuremeter tests in clays.* Journal of Geotechnical Engineering, Vol. 113, No. 11, 1344-1358.
- **ARNOLD, M. (1981).** *An empirical evaluation of pressuremeter test data.* Canadian Geotechnical Journal, Vol. 18, No. 3, 455-459.
- **BAGUELIN, F., FRANK, R.A. et NAHRA, R. (1986).** *A theoretical study of pore pressure generation and dissipation around the pressuremeter.* Proc. 2nd Int. Symp. On Pressuremeter and its Marine Applications, ASTM STP 950, 169-186.
- **BAGUELIN, F., JÉZÉQUEL, J.F. et LE MÉHAUTÉ, A. (1973).** *Etude des pressions interstitielles développées lors de l'essai pressiométrique.* Proceedings of the 8th conf. on soil mech. and found. eng., Moscow, Vol. 1.1, 19-24.
- **BAGUELIN, F., JÉZÉQUEL, J.F. et LE MÉHAUTÉ, A. (1974).** *Self - boring placement method of soil characteristics measurements.* ASCE Special Conference, Henniker, NH, 312-332.
- **BAGUELIN, F., JÉZÉQUEL, J.F. et SHIELDS, D.H. (1978).** *The Pressuremeter and Foundation Engineering.* Trans Tech publications, Clausthal.

- **BAGUELIN, F., JÉZÉQUEL, J.F., LEMÉE, E. et LE MÉHAUTÉ, A. (1972).** *Expansion of cylindrical probes in cohesive soils.* Proc. ASCE, SMFE Division, Vol.98, No. SM11, 1129-1142.
- **BISHOP, R.F., HILL, R. et MOTT, N.F. (1945).** *Theory of indentation and hardness test.* Proc. Phys. Soc., Vol. 57, 47.
- **BORSETTO, M., IMPERATO, L., NOVA, R. et PEANO, A. (1983).** *Effects of pressuremeters of finite length in soft clay.* Proc. Int. Symp. In Situ Testing, Paris 2, 211-215.
- **CALHOUN, M.L. (1970).** *Field load testing with pressuremeter.* Proceedings of the 19th annual soil mechanics and foundation conference, University of Kansas, Lawrence, Kans.
- **CARTER, J.P., RANDOLPH, M.F. et WROTH, C.P. (1979).** *Stress and pore pressure changes in clay during and after the expansion of a cylindrical cavity.* Int. J. Numer. & Analit. Methods in Geomechanics, Vol. 3, 305-322.
- **CLOUGH, G.W. et DENBY, G.M. (1980).** *Self-boring pressuremeter study of San Francisco Bay mud.* ASCE, Proceedings, Vol. 106, No. GT 1, 45-63.
- **DENBY, G. et CLOUGH, G.W. (1980).** *Self-boring pressuremeter test in clay.* Journal of Geotechnical Division, ASCE, Vol. 106, No. GT 12, 1369-1387.
- **DENBY, G.M., ABAIN COSTA, C., CLOUGH, G.W. et DAVIDSON, R.R. (1981).** *Laboratory and pressuremeter tests on a stiff clay.* Proceedings of the 10th ICSMFE, Stockholm.

- **GANGOPADHYAY, C.R. et NASR, A.N. (1986).** *Interpretation of pressuremeter tests using laboratory simulated tests.* The Pressuremeter and its Marine Applications : Second International Symposium, ASTM STP 950, 214-231.
- **GHIONNA, V.N., JAMILOKOWSKI, M. et LANCELLOTTA, R. (1982).** *Caractéristiques des argiles saturées tirées des essais au PAF.* Symposium sur la pressiométrie et ses applications en mer, Institut Français du Pétrole, Laboratoires des Ponts et Chaussées.
- **GIBSON, R.E. et ANDERSON, W.F. (1961).** *In-Situ Measurements of Soil Properties with the Pressuremeter.* Civil Engineering and public Works Review, Vol. 56, No. 658, 615-618.
- **HARTMAN, J. P. (1975).** *FEM study of elastic phase of pressuremeter test.* Proc. Special Conference on In Situ Meas. of Soil Prop., ASCE, Raleigh, North Carolina, 190-207.
- **HILL, R. (1950).** *The Mathematical Theory of Plasticity.* Oxford, 125.
- **HOULSBY, G.T. et CARTER J.P. (1993).** *The effect of pressuremeter geometry on the results of tests in clay.* Geotechnique, Vol. 43, No. 4, 567-576.
- **HUANG, A.B., HOLTZ, R.D. et CHAMEAU, J.L. (1991).** *Laboratory study of pressuremeter test in clay.* Journal of Geotechnical Engineering, Vol. 117, No. 10, 1549-1567.
- **JÉZÉQUEL, J.F. (1968).** *Essais in situ et fondation sur pieux.* Bulletin de Liaison des laboratoires des Ponts et Chaussées, No. 31, Mai, 111-124.

- **LADANYI, B. (1972).** *In situ determination of undrained stress-strain behaviour of sensitive clays with the pressuremeter.* Canadian Geotechnical Journal, Vol. 9, No. 3, 313-319.
- **LADD, C.C., FOOT, R., ISHIHARA, K., SCHLOSSER, F. et POULOS, H.G. (1977).** *Stress - deformation and strength characteristics.* State of the Art Report for session I, Proc. 9th ICSMFE, Tokyo, Vol. 2, 421-494.
- **LIVNEH, M., GELLERT, M. et UZAN, S. (1971).** *Determination of the elastic modulus of soil by the pressuremeter test, theoretical background.* Journal of Materials, Vol. 6, No. 2, 348-355.
- **MENARD, L. (1965).** *Rules for the calculation and design of foundation elements on the basis of pressuremeter investigations in the ground.* Proceedings of the 6th ICSMFE, Vol. II, 265.
- **PALMER, A.C. (1972).** *Undrained plane-strain expansion of a cylindrical cavity in clay: a simple interpretation of the pressuremeter test.* Geotechnique, Vol. 22, No. 3, 451-457.
- **PENUMADU, D. et CHAMEAU, J.L. (1997).** *Strain rate effects in modeling pressuremeter testing.* Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol. 123, No. 11, 1051-1059.
- **PENUMADU, D., SKANDARAJAH, A. et CHAMEAU, J.L. (1997).** *Strain - rate effects in pressuremeter testing using a cuboidal shear device : experiments and modeling.* Canadian Geotechnical Journal, Vol. 35, 27-42.

- **PHILIPPONNAT, G. et HUBERT, B. (1998).** *Fondations et ouvrages en terre.* Paris : Eyrolles.
- **PRAPAHARAN, S., CHAMEAU, J.L. et HOLTZ, R.D. (1989).** Géotechnique, Vol. 39, No. 4, 615-624.
- **PREVOST, J.H. (1976).** *Undrained stress - strain - time behaviour of clays.* JGED, ASCE, Vol. 102, No. GT2, 1245-1259.
- **PREVOST, J.H. et HOEG, K. (1975).** *Analysis of pressuremeter test in strain softening soil.* Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol. 101, No. GT8, 717-731
- **PYRAH, I.C., ANDERSON, W.F. et HAJI ALI, F. (1985).** *The interpretation of pressuremeter tests Time effects for fine - grained soils.* Fifth International Conference on Numerical Methods in Geomechanics, Nagoya, 1629-1636.
- **ROBITAILLE, V. et TREMBLAY, D. (1997).** *Mécanique des sols : théorie et pratique.* Mont-Royal, Que. : Modulo.
- **SALENÇON, J. (1966).** *Expansion quasi statique d'une cavité à symétrie sphérique ou cylindrique dans un milieu élastoplastique.* Annales des Ponts et Chaussées III, 175-187.
- **SHUTTLE, D.A. et JEFFERIES, M.G. (1995).** *A practical geometry correction for interpreting pressuremeter test in clay.* Géotechnique, Vol. 45, No. 3, 549-553.
- **SILVESTRI, V. (1995).** *Determination of undrained shear strength of soft clays by pressuremeter tests.* The Pressuremeter and its New Avenues, Balkeme, Rotterdam, 231-238.

- **TRANTER, C.J. (1946).** *Quarterly of applied mathematics*. QAMAA, Vol. 4, No. 3, 298-302.
- **VESIC, A. (1972).** *Expansion of cavities in an infinite soil mass*. Journal Of Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE, Vol. 98, No. SM 3, 265-290.
- **Wilkins, M. L. (1964).** *Fundamental Methods in Hydrodynamics*, in Methods in Computational Physics, Vol. 3, pp. 211–263. Alder et al., Eds. New York: Academic Press.
- **WINDLE, D. et WROTH, C.P. (1977).** *In situ measurements of the properties of stiff clays*. Proc. of 9th ICSMFE, Vol. 1, Tokyo, 347-351.
- **WINDLE, D. et WROTH, C.P. (1977).** *The use of a self-boring pressuremeter to determine the undrained properties of clays*. Ground Engineering, Vol. 10, No. 6, 37-46.
- **WROTH, C.P. (1984).** *The interpretation of in situ soil tests*. Géotechnique, Vol. 34, No. 4, 449-489.
- **WROTH, C.P. et HUGHES, J.M.O. (1974).** *Development of a special instrument for the in situ measurement of the strength and stiffness of soils*. ASCE, Special conference on subsurface exploration for underground excavation and heavy construction. Henniker, 295-311.
- **YEUNG, S.K. et CARTER, J.P. (1990).** *Interpretation of the pressuremeter test in clay allowing for membrane end effects and material non - homogeneity*. Pressuremeters, Thomas Telford Limited, London, 199-208.

ANNEXES

ANNEXE A

Sol Vérifiant le Critère de Tresca

Tableau A. 1 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 50$.

	Critère de Tresca				
	I _r =50				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D=∞
	S _{um}	S _{um}	S _{um}	S _{um}	S _{um}
	prm20	prm15	prm10	prm05	prm00
ε 1-1	1.283	1.2478	1.3339	1.5859	1.0005
ε 1-2	1.1824	1.2495	1.3344	1.5887	
ε 1-3	1.1874	1.2613	1.3561		
ε 1-4	1.1941	1.2803	1.3858		
ε 1-5	1.2035	1.3104			
ε 1-6	1.2166	1.3459			
ε 1-7	1.2349				
ε 1-8	1.2867				
ε 1-9	1.3104				
ε 1-10					
Moyenne	1.2332	1.2825	1.3526	1.5873	1.0005

Tableau A. 2 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 50$.

	Critère de Tresca				
	$I_r=50$				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D= ∞
	G_m	G_m	G_m	G_m	G_m
	prm20	prm15	prm10	prm05	prm00
ε_{1-1}	51.060	50.980	51.390	55.775	50.600
ε_{1-2}	50.955	50.980	51.650	58.725	
ε_{1-3}	50.775	51.030	52.500		
ε_{1-4}	50.725	51.460	57.505		
ε_{1-5}	50.775	53.015			
ε_{1-6}	50.890	57.455			
ε_{1-7}	51.100				
ε_{1-8}	51.585				
ε_{1-9}	53.120				
ε_{1-10}	57.570				
Moyenne	51.856	52.487	53.261	57.250	50.600

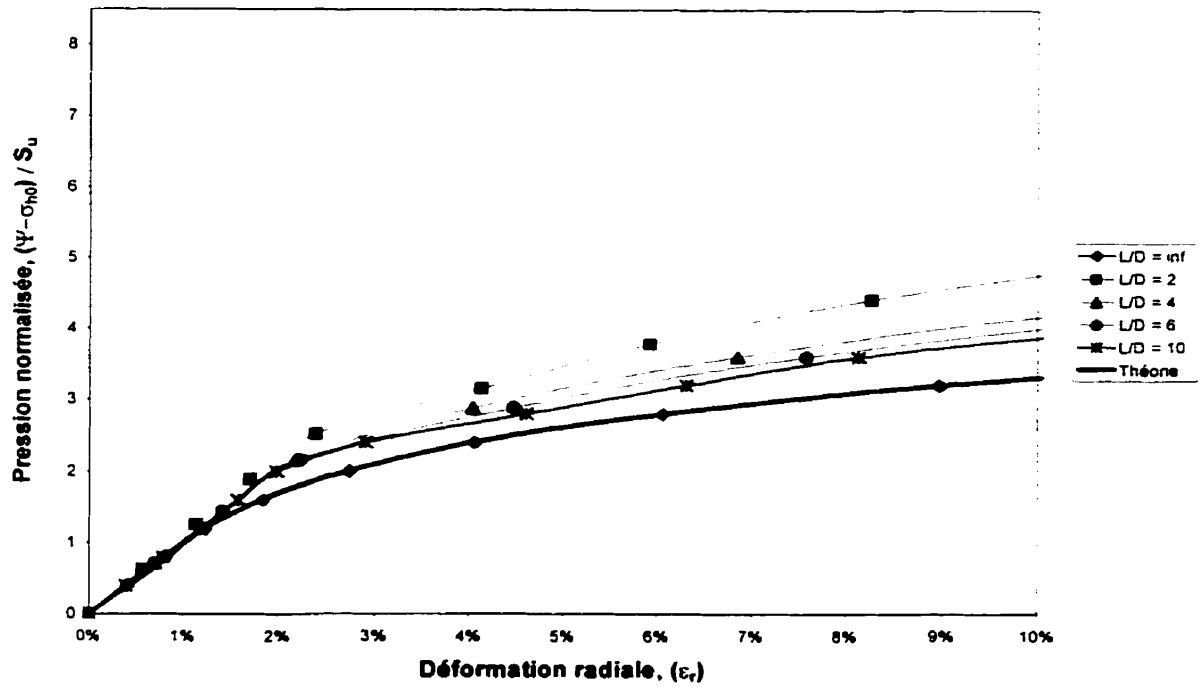


Figure A. 1 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 50$).

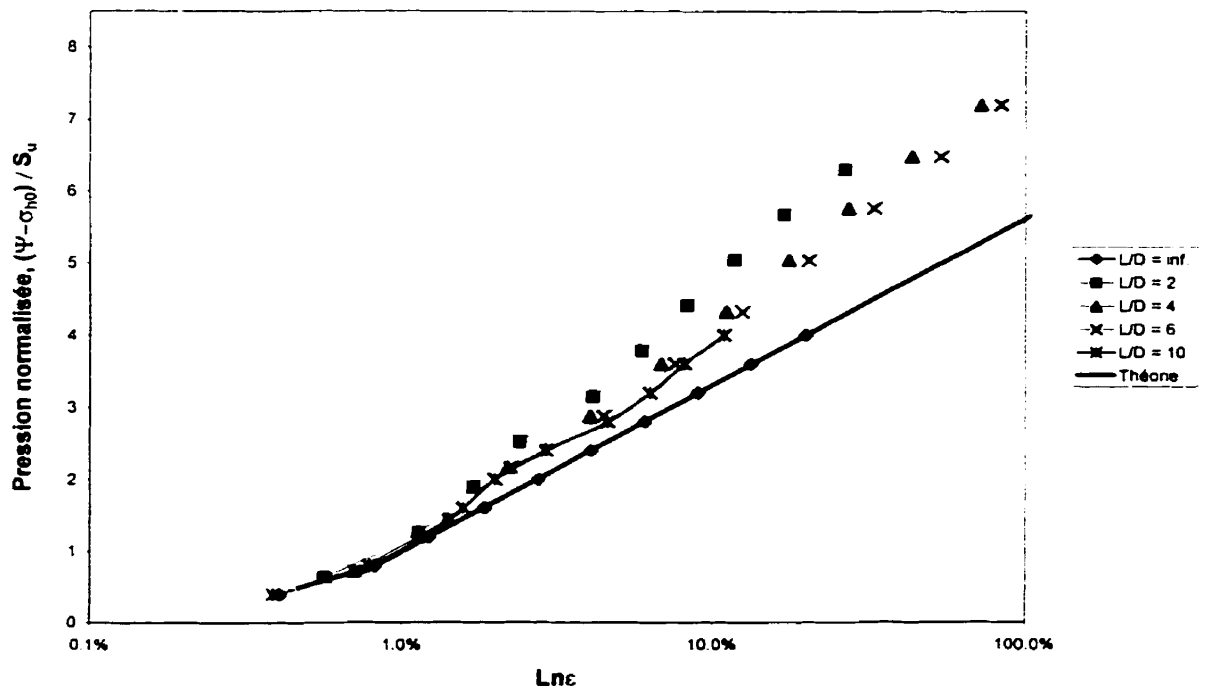


Figure A. 2 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 50$).

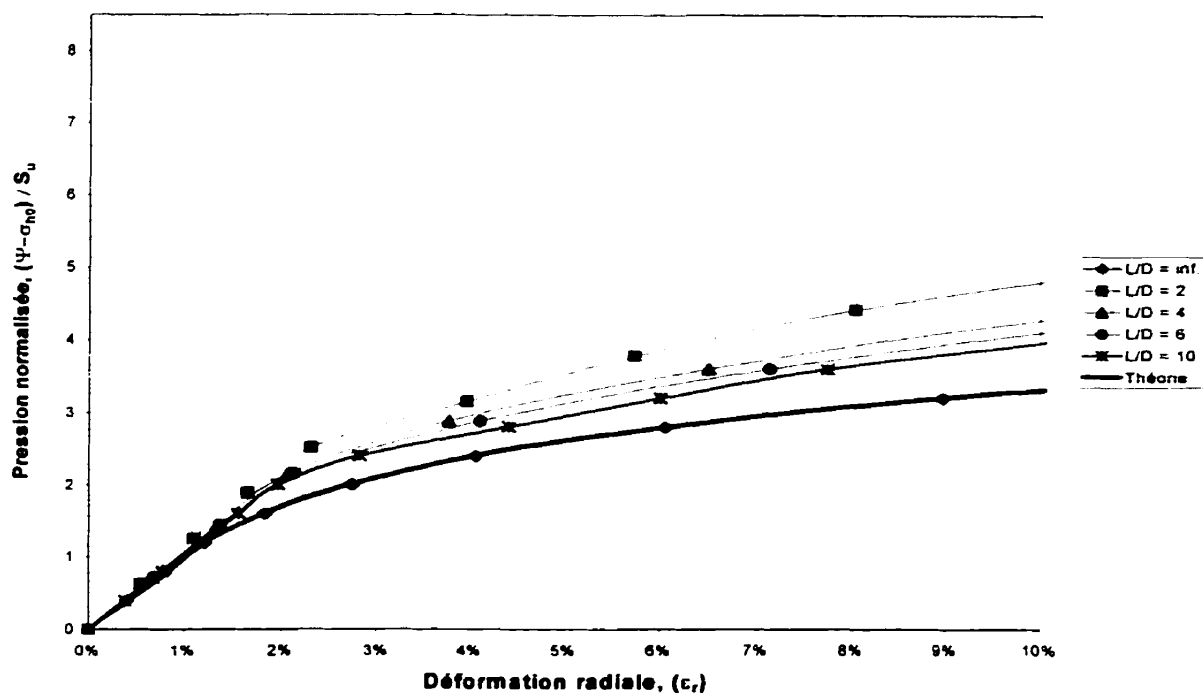


Figure A. 3 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 50$).

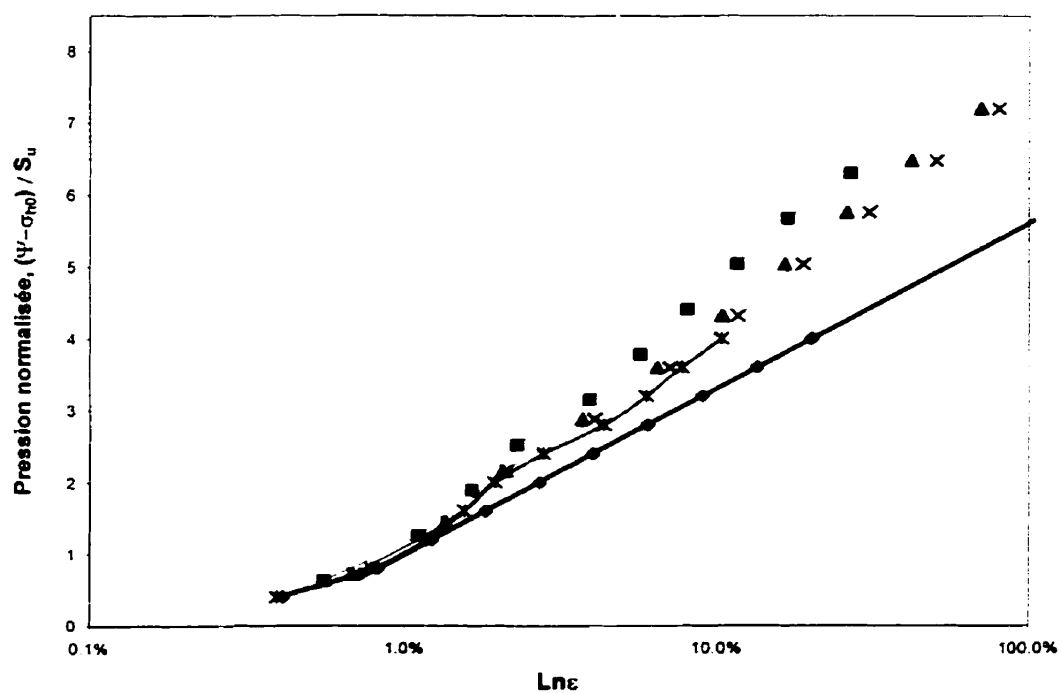


Figure A. 4 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 50$).

Tableau A. 3 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 100$.

	Critère de Tresca				
	$I_r=100$				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D= ∞
	S_{um}	S_{um}	S_{um}	S_{um}	S_{um}
	prm21	prm16	prm11	prm06	prm01
ε_{1-1}	1.2227	1.3613	1.4452	1.5309	1.0002
ε_{1-2}	1.2241	1.3487	1.4648	1.5353	
ε_{1-3}	1.2292	1.3570	1.4871		
ε_{1-4}	1.2337	1.3625	1.4716		
ε_{1-5}	1.2401	1.4091			
ε_{1-6}	1.2495	1.4294			
ε_{1-7}	1.2658				
ε_{1-8}	1.4541				
ε_{1-9}	1.4142				
ε_{1-10}	1.4093				

<i>Moyenne</i>	<i>1.2943</i>	<i>1.3780</i>	<i>1.4672</i>	<i>1.5331</i>	<i>1.0002</i>
----------------	---------------	---------------	---------------	---------------	---------------

Tableau A. 4 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 100$.

	Critère de Tresca				
	$I_r=100$				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D= ∞
	G_m	G_m	G_m	G_m	G_m
	prm21	prm16	prm11	prm06	prm01
ε_{1-1}	102.050	102.010	102.770	111.545	101.100
ε_{1-2}	101.750	101.990	103.320	117.430	
ε_{1-3}	101.450	102.110	104.150		
ε_{1-4}	101.505	102.930	114.995		
ε_{1-5}	101.625	106.005			
ε_{1-6}	101.815	114.875			
ε_{1-7}	102.225				
ε_{1-8}	103.180				
ε_{1-9}	106.240				
ε_{1-10}	115.140				

<i>Moyenne</i>	<i>103.698</i>	<i>104.987</i>	<i>106.309</i>	<i>114.488</i>	<i>101.100</i>
----------------	----------------	----------------	----------------	----------------	----------------

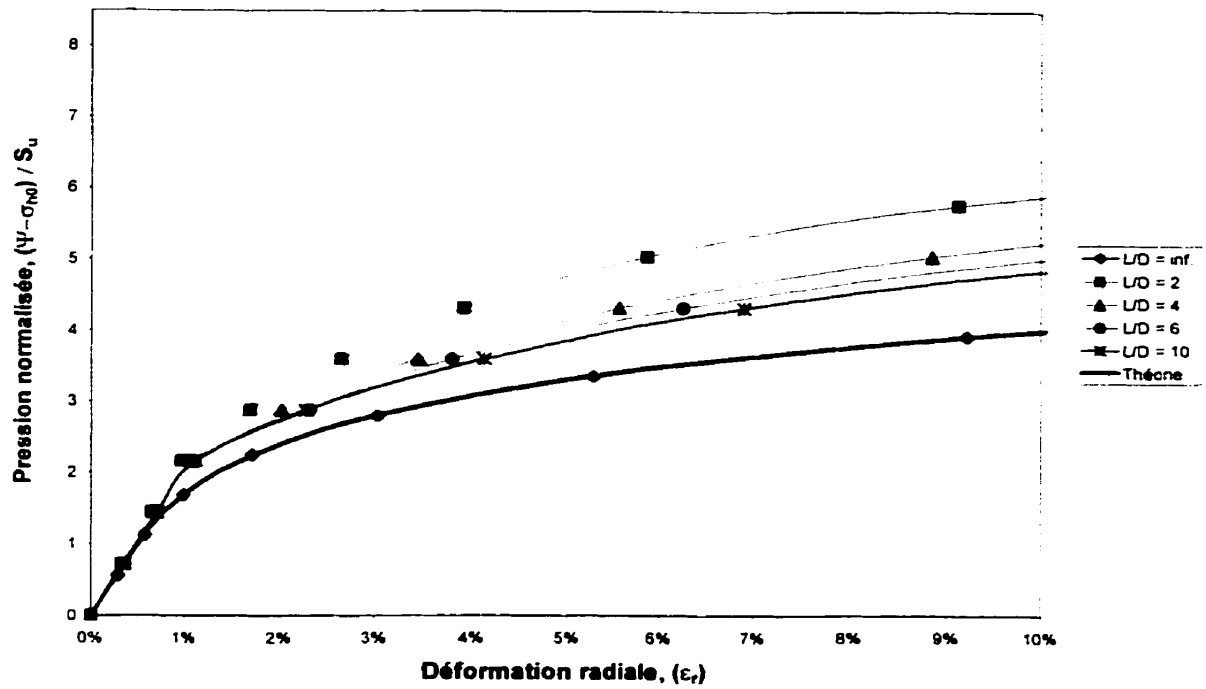


Figure A. 5 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 100$).

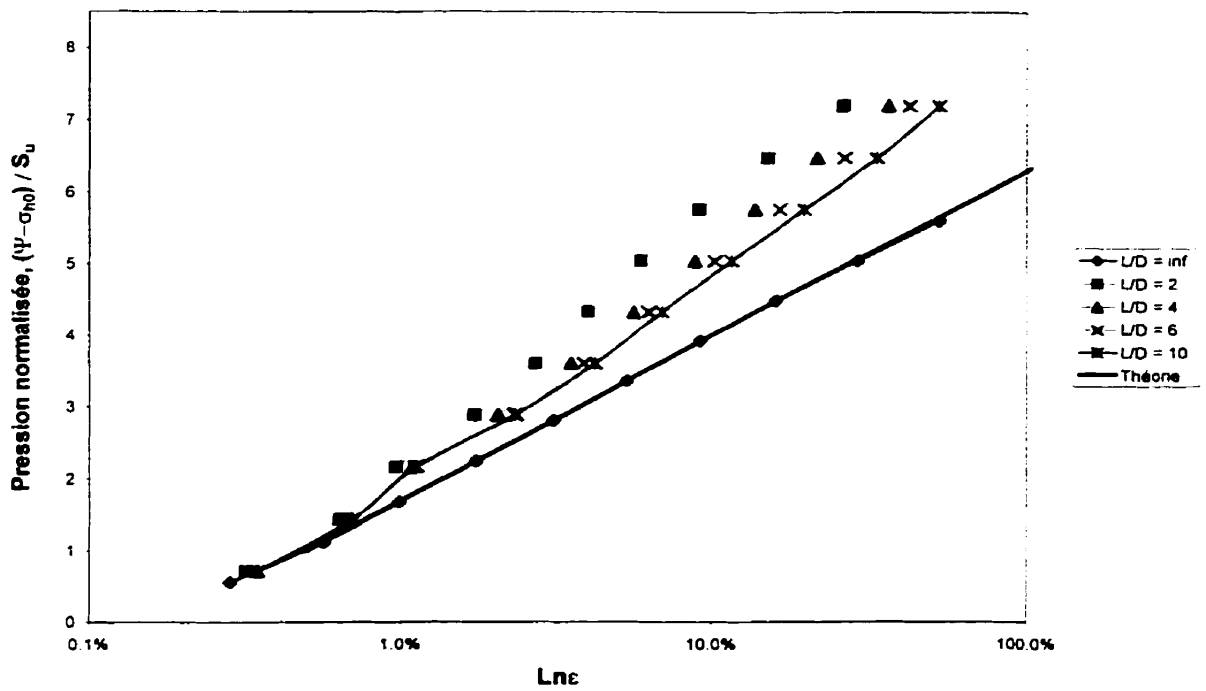


Figure A. 6 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 100$).

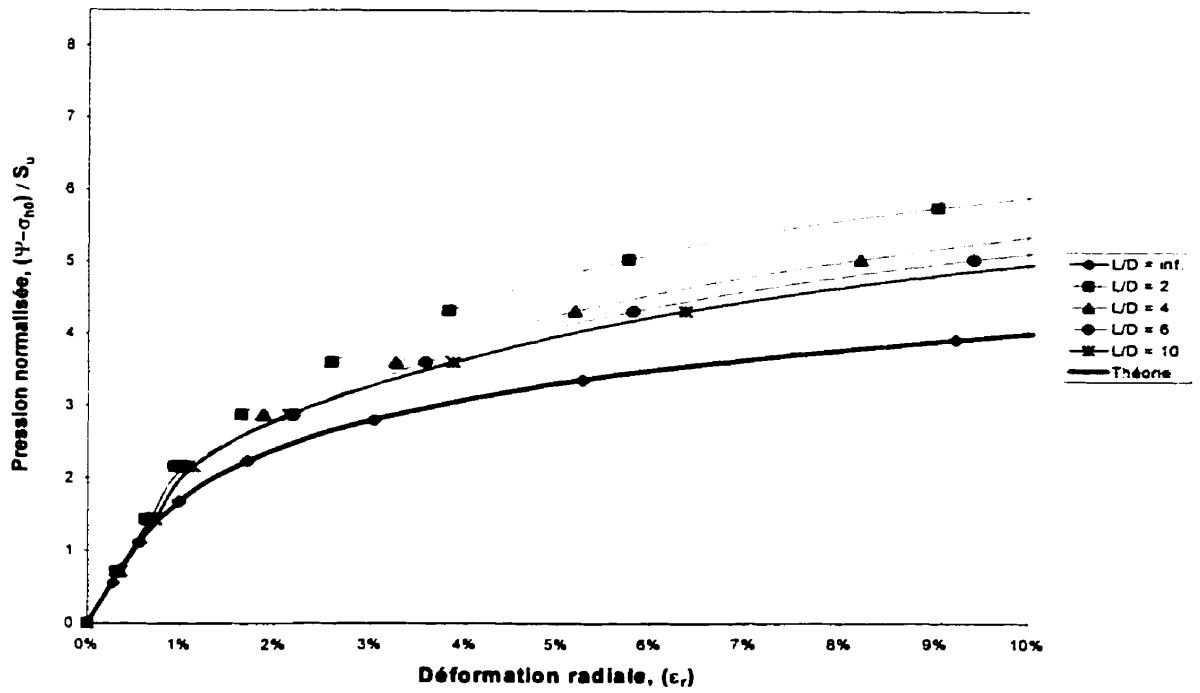


Figure A. 7 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 100$).

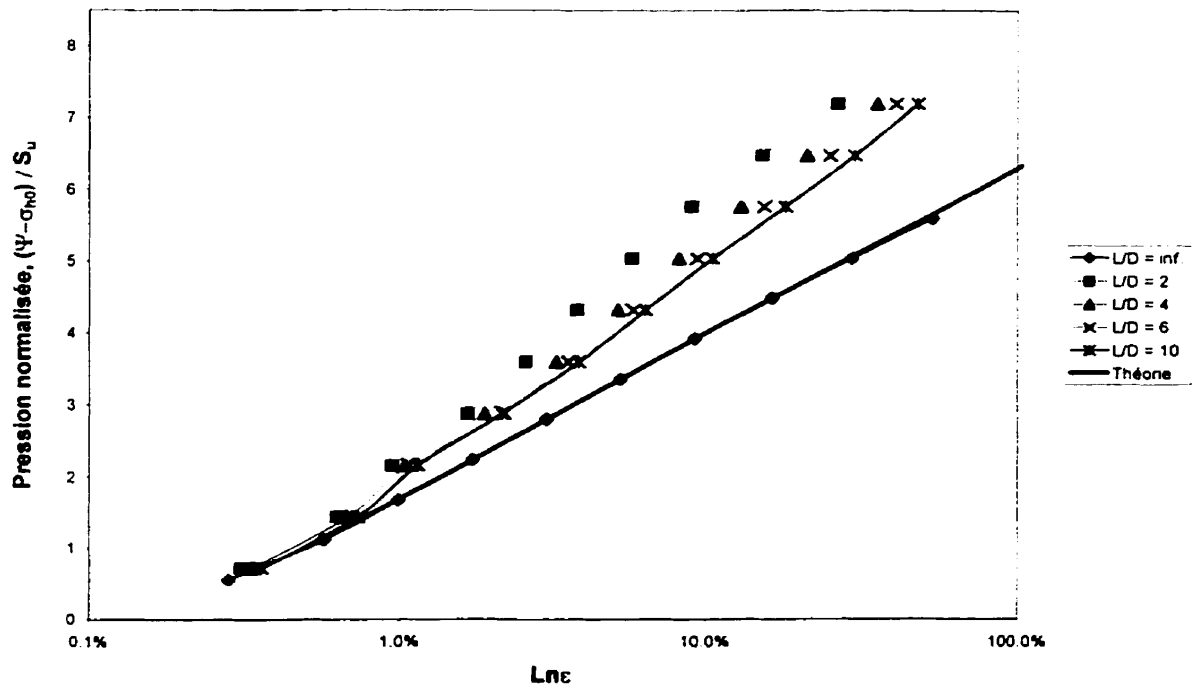


Figure A. 8 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 100$).

Tableau A. 5 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 200$.

	Critère de Tresca				
	$I_r=200$				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D= ∞
	S_{um}	S_{um}	S_{um}	S_{um}	S_{um}
	prm22	prm17	prm12	prm07	prm02
ε_{1-1}	1.2470	1.3841	1.4602	1.5550	1.0004
ε_{1-2}	1.2472	1.3919	1.4763	1.5582	
ε_{1-3}	1.2947	1.3911	1.4754		
ε_{1-4}	1.3047	1.3730	1.4951		
ε_{1-5}	1.3093	1.3975			
ε_{1-6}	1.3268	1.4118			
ε_{1-7}	1.3379				
ε_{1-8}	1.3374				
ε_{1-9}	1.3450				
ε_{1-10}	1.3408				
Moyenne	1.3091	1.3916	1.4768	1.5566	1.0004

Tableau A. 6 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 200$.

	Critère de Tresca				
	$I_r=200$				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D= ∞
	G_m	G_m	G_m	G_m	G_m
	prm22	prm17	prm12	prm07	prm02
ε_{1-1}	203.145	203.745	206.200	223.600	201.000
ε_{1-2}	202.465	203.435	205.480	216.160	
ε_{1-3}	201.280	202.830	210.000		
ε_{1-4}	201.355	203.145	219.785		
ε_{1-5}	202.105	207.425			
ε_{1-6}	202.340	219.570			
ε_{1-7}	202.650				
ε_{1-8}	203.885				
ε_{1-9}	208.555				
ε_{1-10}	220.620				
Moyenne	204.840	206.692	210.366	219.880	201.000

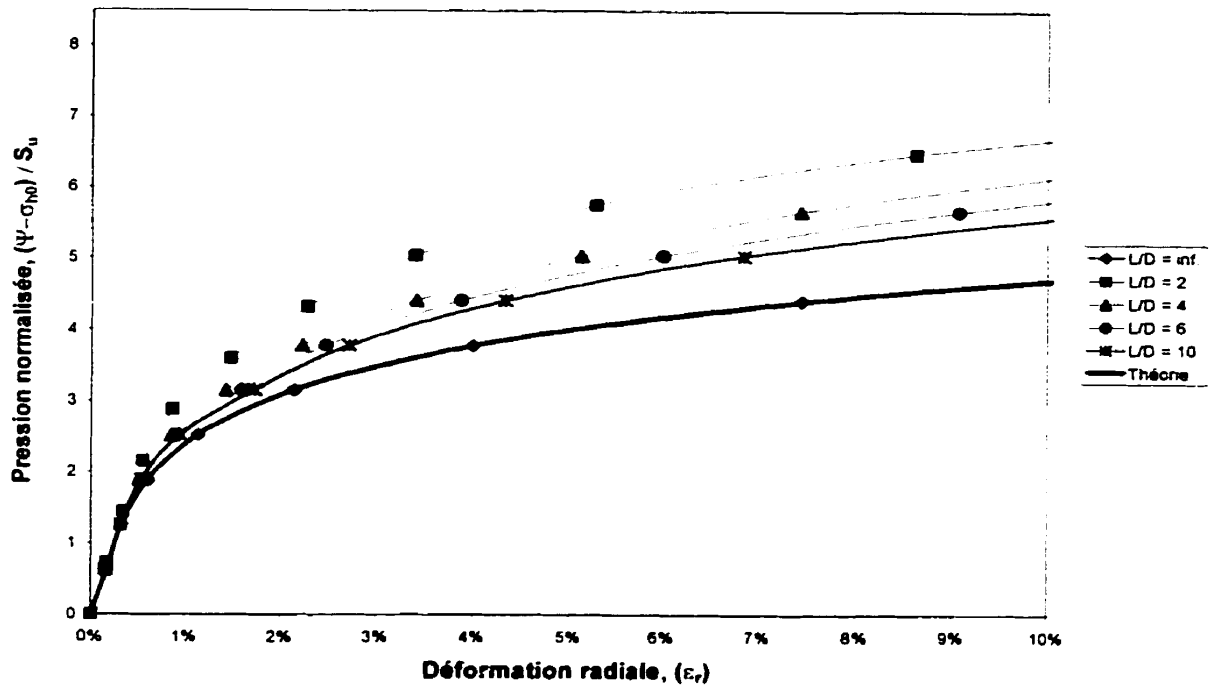


Figure A. 9 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 200$).

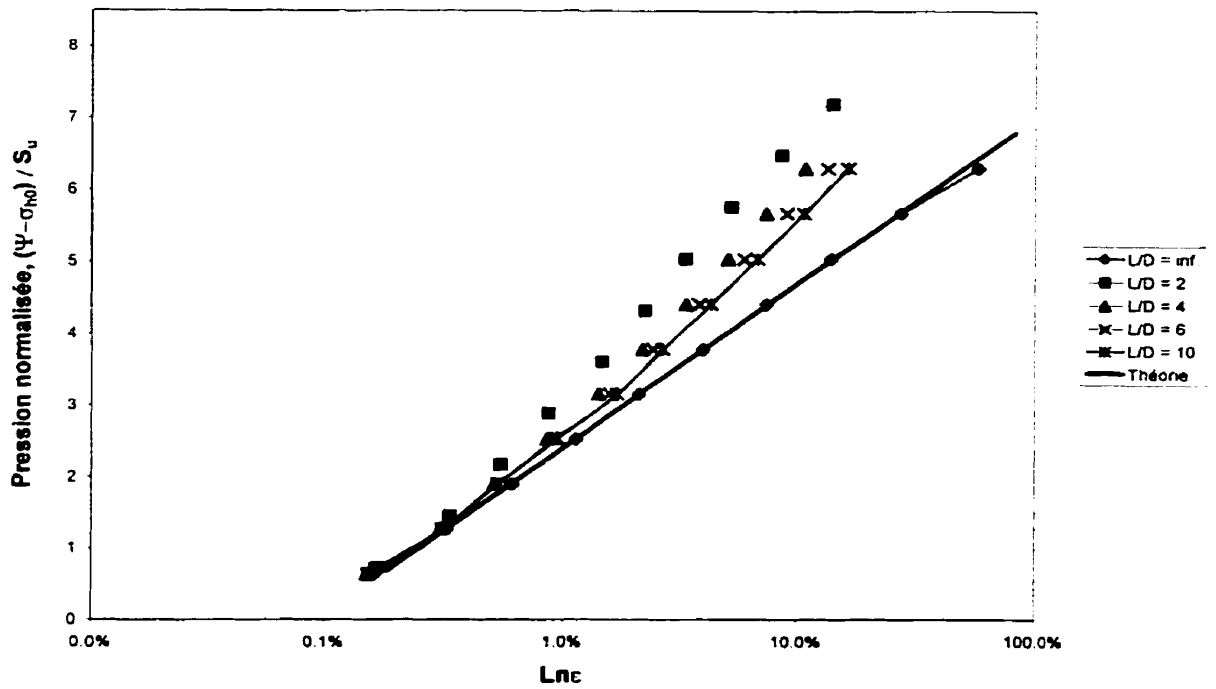


Figure A. 10 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 200$).

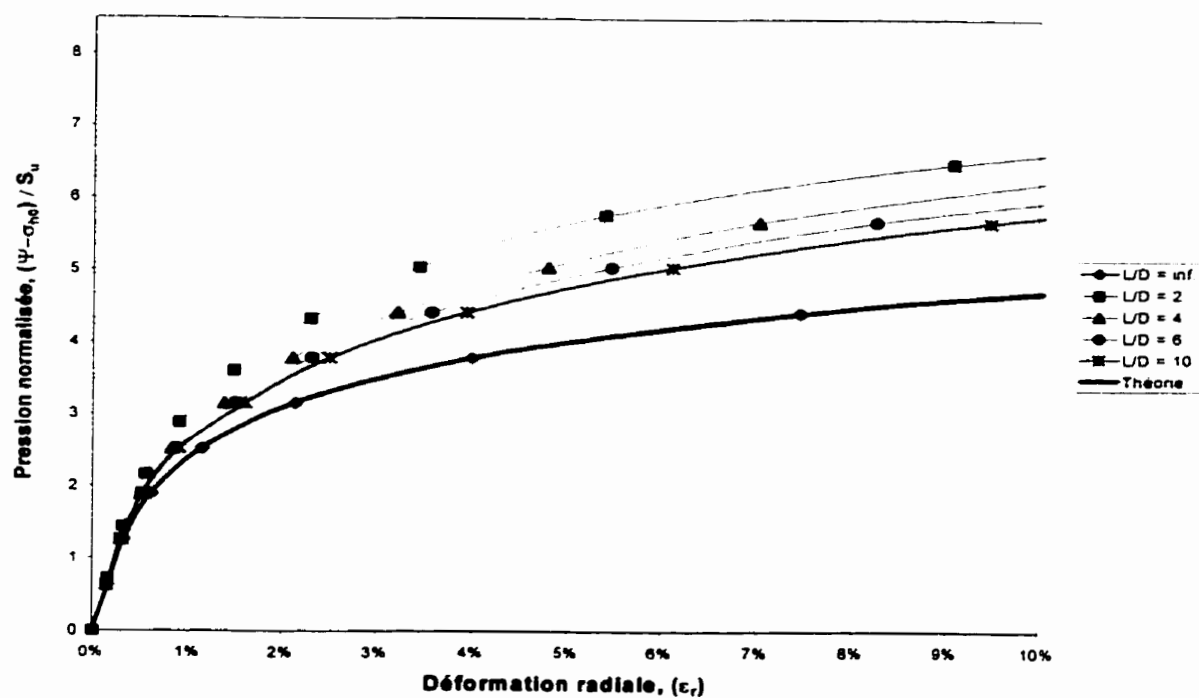


Figure A. 11 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 200$).

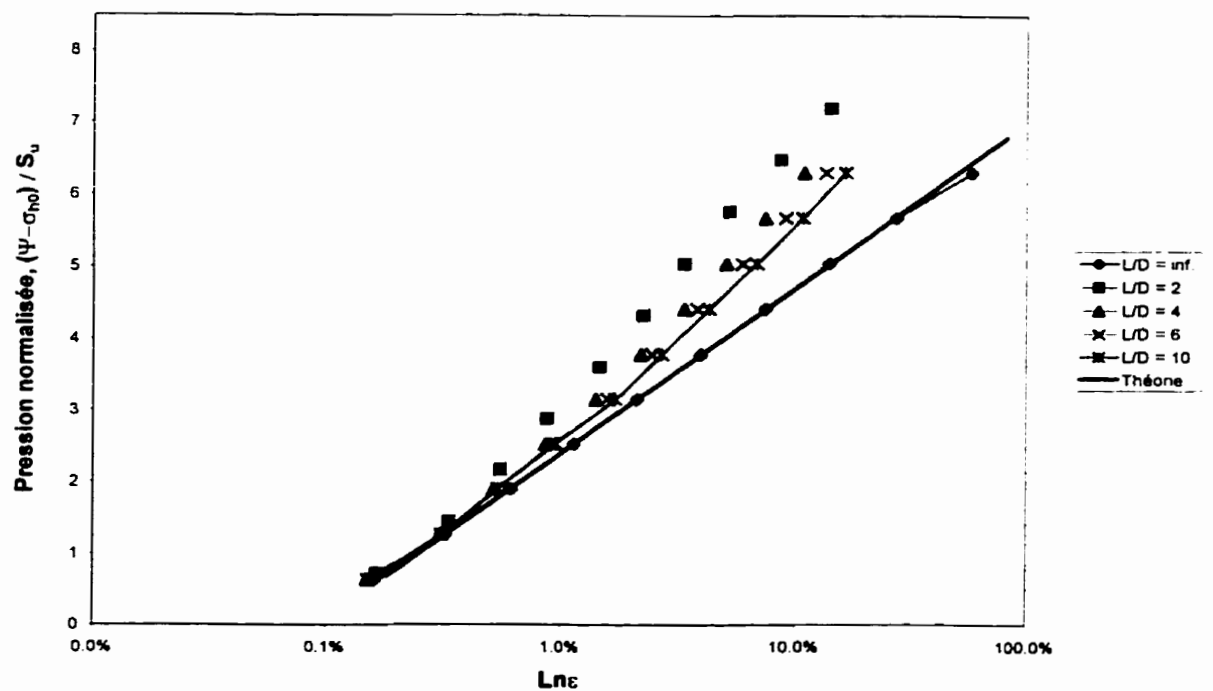


Figure A. 12 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 200$).

Tableau A. 7 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 350$.

	Critère de Tresca				
	I _r =350				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D=∞
	S _{um}	S _{um}	S _{um}	S _{um}	S _{um}
	prm23	prm18	prm13	prm08	prm03
ε 1-1	1.2832	1.4144	1.4932	1.5802	1.0000
ε 1-2	1.2829	1.4132	1.5507	1.5511	
ε 1-3	1.2869	1.4208	1.5510		
ε 1-4	1.2934	1.4295	1.5538		
ε 1-5	1.3039	1.4522			
ε 1-6	1.3104	1.4218			
ε 1-7	1.3277				
ε 1-8	1.3080				
ε 1-9	1.3754				
ε 1-10	1.3639				
Moyenne	1.3136	1.4253	1.5372	1.5657	1.0000

Tableau A. 8 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 350$.

	Critère de Tresca				
	$I_r=350$				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D= ∞
	G_m	G_m	G_m	G_m	G_m
	prm23	prm18	prm13	prm08	prm03
ε 1-1	357.080	356.825	359.640	390.395	351.150
ε 1-2	356.315	356.760	361.625	411.085	
ε 1-3	355.175	357.270	371.710		
ε 1-4	355.175	360.295	402.460		
ε 1-5	355.680	371.060			
ε 1-6	356.315	402.180			
ε 1-7	357.780				
ε 1-8	361.140				
ε 1-9	371.885				
ε 1-10	403.015				
Moyenne	362.956	367.398	373.859	400.740	351.150

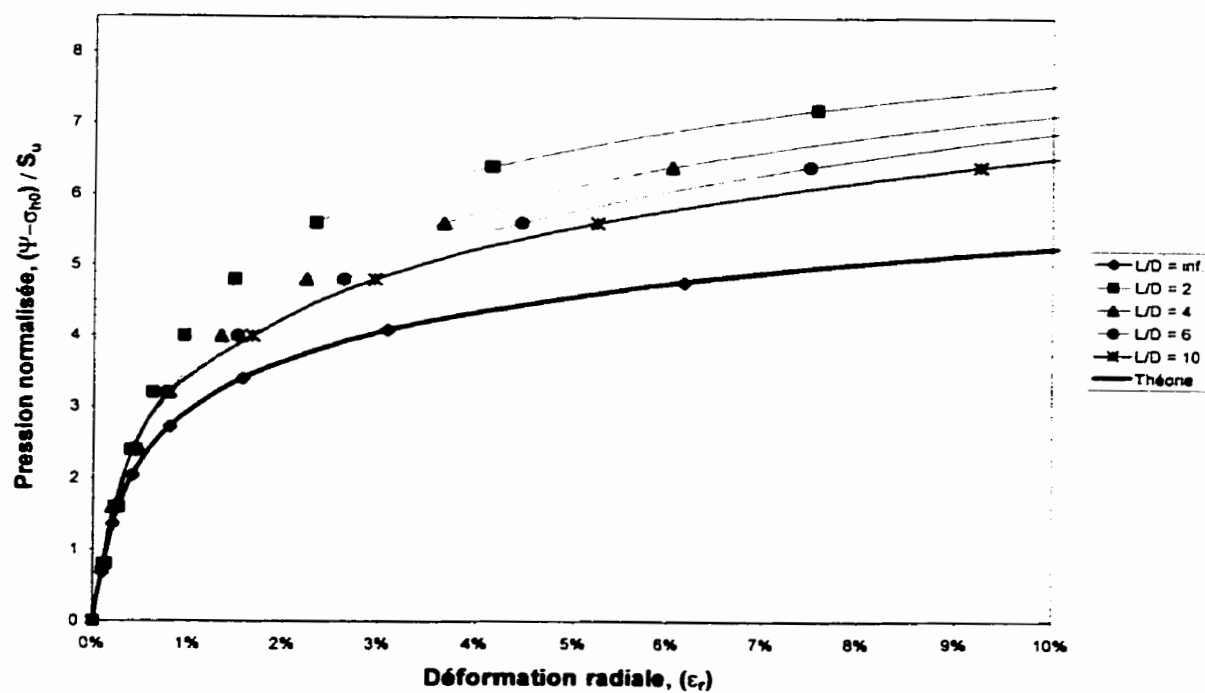


Figure A. 13 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 350$).

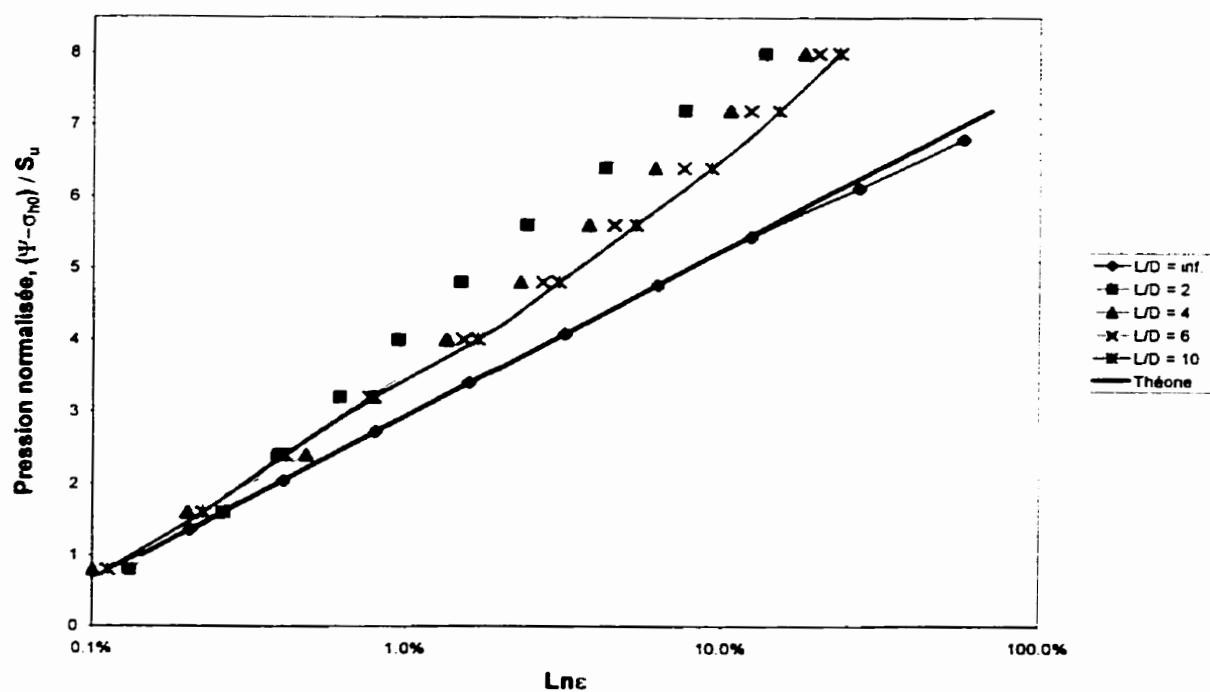


Figure A. 14 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 350$).

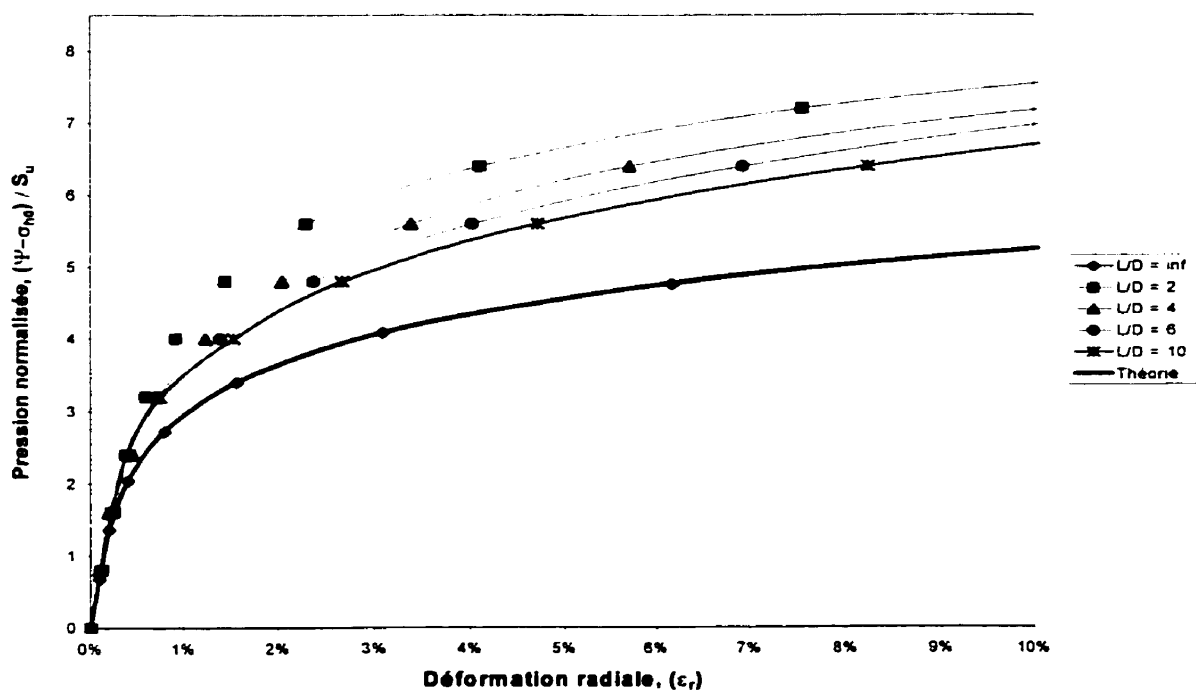


Figure A. 15 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 350$).

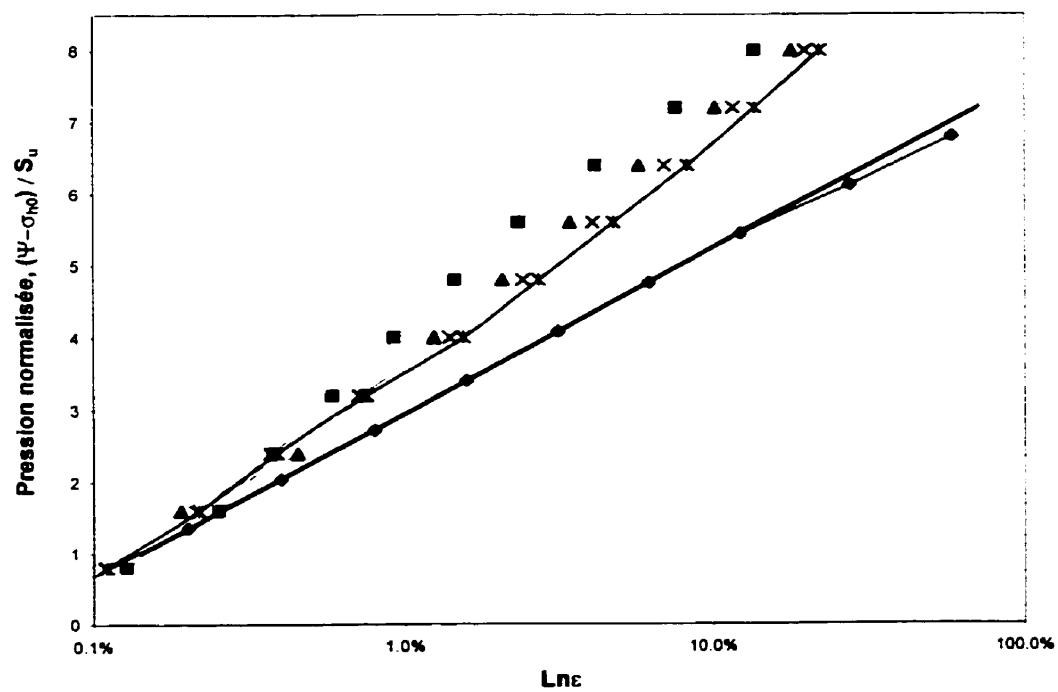


Figure A. 16 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 350$).

Tableau A. 9 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 500$.

	Critère de Tresca				
	I _r =500				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D=∞
	S _{um}	S _{um}	S _{um}	S _{um}	S _{um}
	prm24	prm19	prm14	prm09	prm04
ε 1-1	1.2925	1.4262	1.5055	1.5964	1.0000
ε 1-2	1.2912	1.4236	1.5133	1.5486	
ε 1-3	1.2978	1.4262	1.5601		
ε 1-4	1.3022	1.4311	1.5610		
ε 1-5	1.3432	1.4401			
ε 1-6	1.3500	1.4065			
ε 1-7	1.3652				
ε 1-8	1.3796				
ε 1-9	1.3972				
ε 1-10	1.3773				
Moyenne	1.3396	1.4256	1.5350	1.5725	1.0000

Tableau A. 10 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Tresca avec $I_r = 500$.

	Critère de Tresca				
	$I_r=500$				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D= ∞
	G_m	G_m	G_m	G_m	G_m
	prm24	prm19	prm14	prm09	prm04
ε_{1-1}	509.950	509.350	513.800	557.850	501.000
ε_{1-2}	509.100	509.700	516.500	587.000	
ε_{1-3}	507.650	510.850	520.000		
ε_{1-4}	507.250	514.750	575.100		
ε_{1-5}	508.050	530.100			
ε_{1-6}	509.100	574.650			
ε_{1-7}	511.000				
ε_{1-8}	503.100				
ε_{1-9}	522.750				
ε_{1-10}	572.300				
Moyenne	516.025	524.900	531.350	572.425	501.000

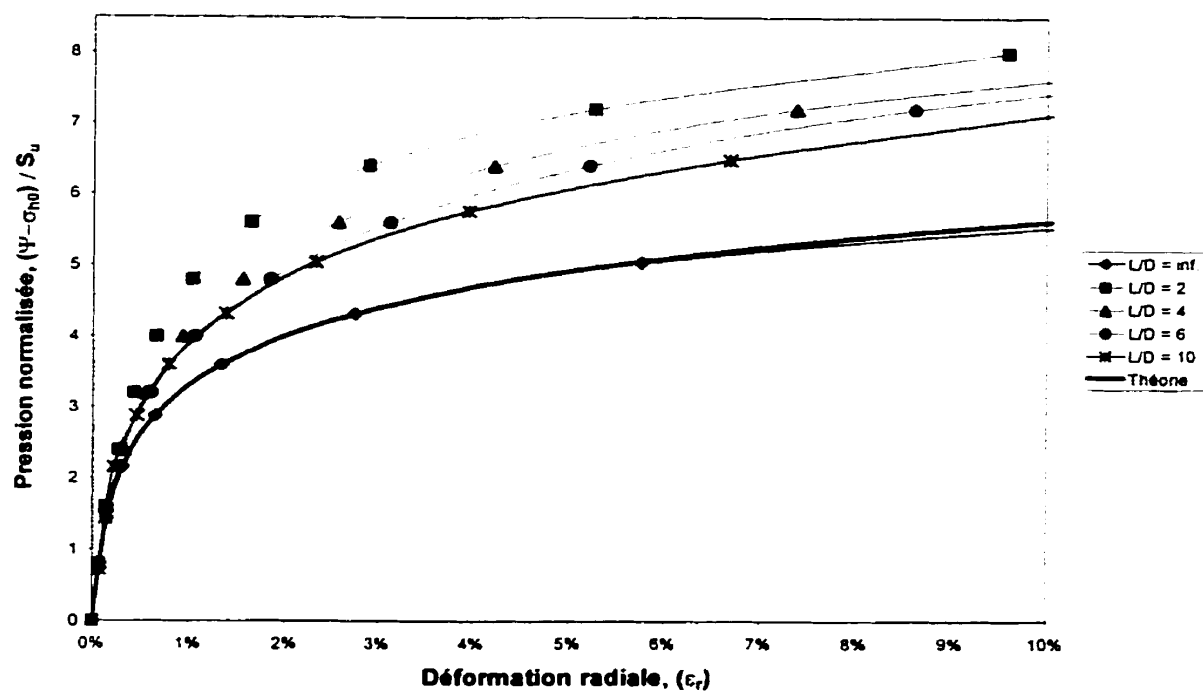


Figure A. 17 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 500$).

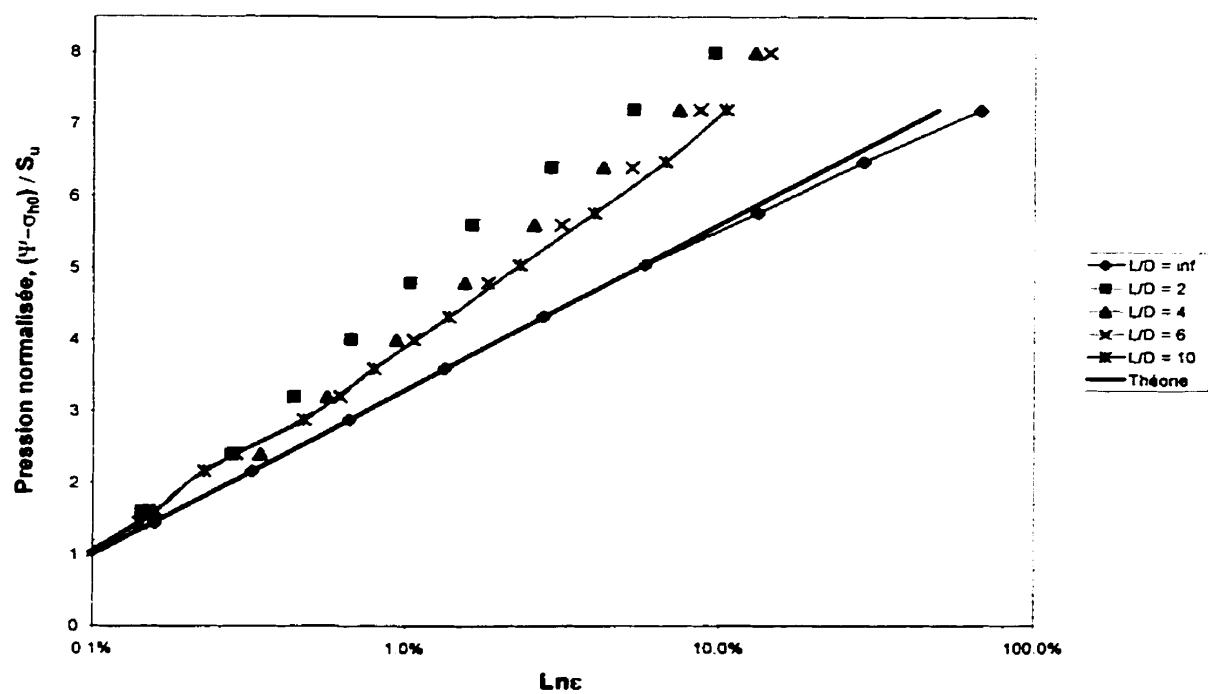


Figure A. 18 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 500$).

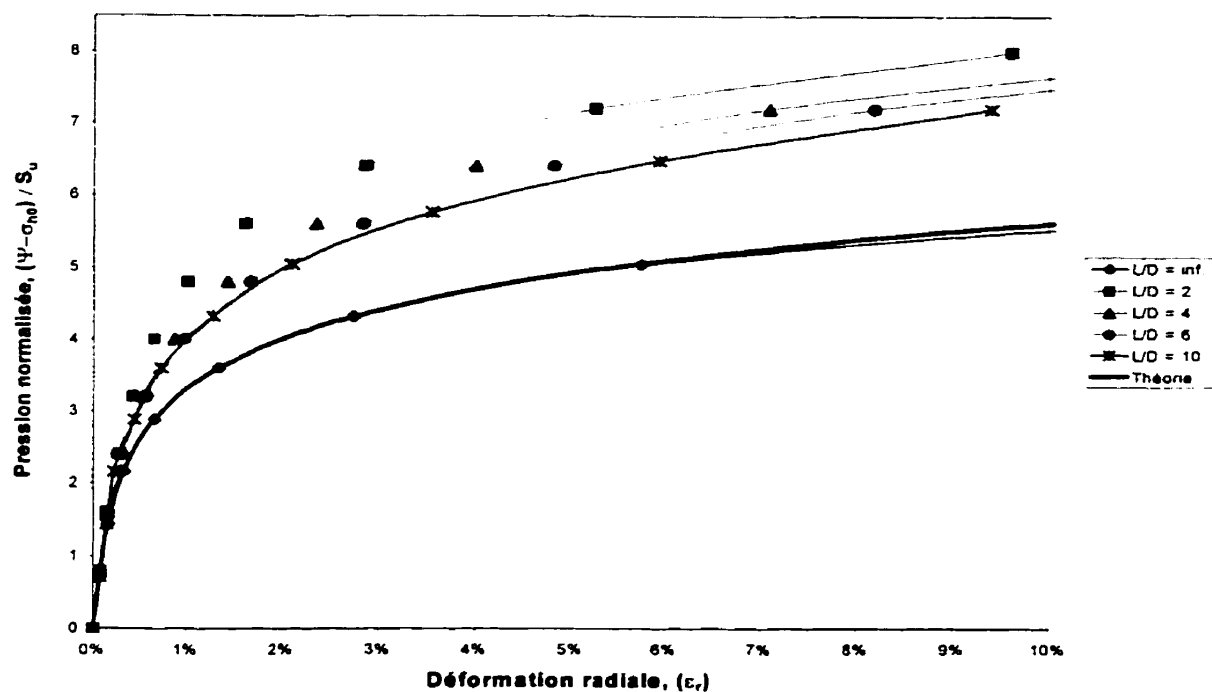


Figure A. 19 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 500$).

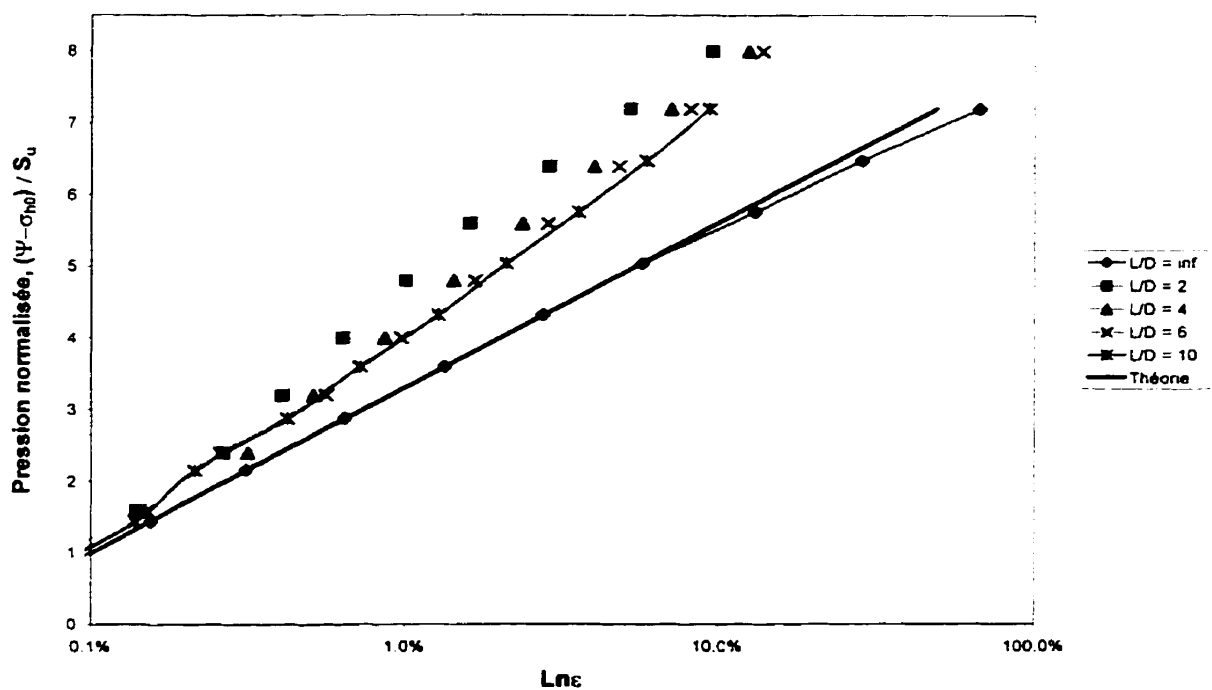


Figure A. 20 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 500$).

ANNEXE B

Sol Vérifiant le Critère de Von Mises

Tableau B. 1 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 50$.

	Critère de Von Mises				
	$I_r=50$				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D= ∞
	S_{um}	S_{um}	S_{um}	S_{um}	S_{um}
	prm20	prm15	prm10	prm05	prm00
ε_{1-1}	1.1582	1.3218	1.4205	1.5139	1.0002
ε_{1-2}	1.1582	1.2966	1.4171	1.5126	
ε_{1-3}	1.1658	1.3219	1.4049		
ε_{1-4}	1.1734	1.3579	1.4283		
ε_{1-5}	1.1839	1.3194			
ε_{1-6}	1.1994	1.3448			
ε_{1-7}	1.2228				
ε_{1-8}	1.2677				
ε_{1-9}	1.3268				
ε_{1-10}	1.3469				
Moyenne	1.2203	1.3271	1.4177	1.5133	1.0002

Tableau B. 2 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 50$.

	Critère de Von Mises				
	$I_r=50$				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D= ∞
	G_m	G_m	G_m	G_m	G_m
	prm20	prm15	prm10	prm05	prm00
ε_{1-1}	51.060	50.980	51.390	55.775	50.600
ε_{1-2}	50.955	50.980	51.650	58.725	
ε_{1-3}	50.775	51.030	52.500		
ε_{1-4}	50.725	51.460	57.505		
ε_{1-5}	50.775	53.015			
ε_{1-6}	50.890	57.455			
ε_{1-7}	51.100				
ε_{1-8}	51.585				
ε_{1-9}	53.120				
ε_{1-10}	57.570				
Moyenne	51.856	52.487	53.261	57.250	50.600

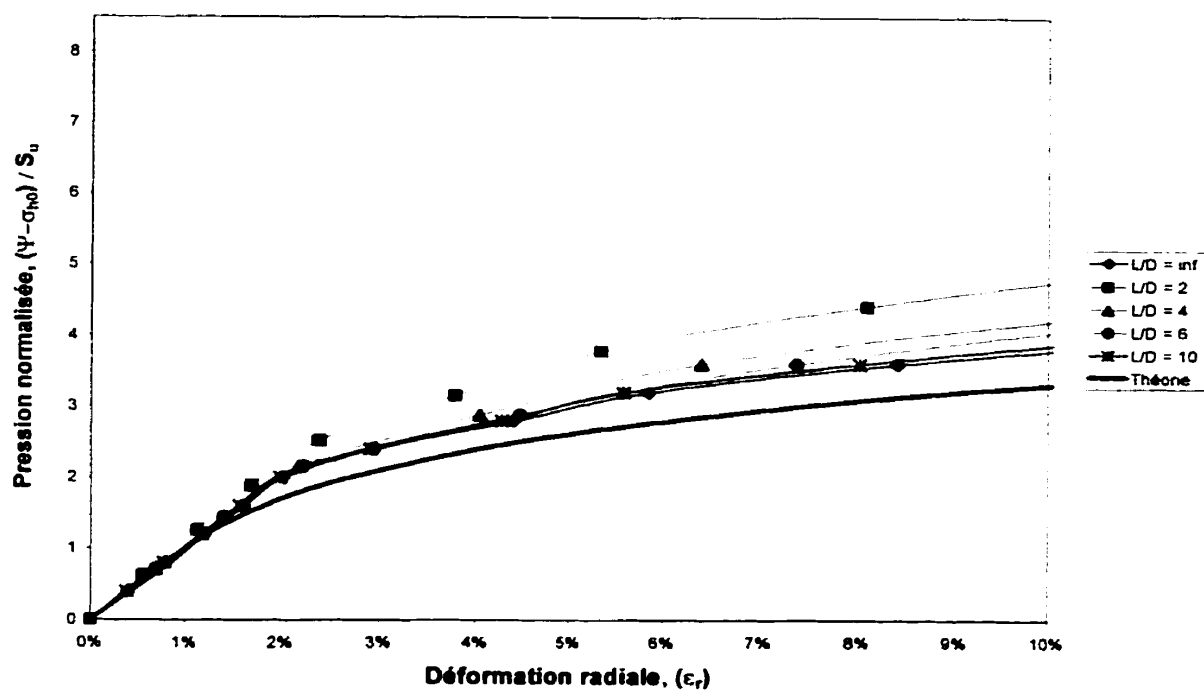


Figure B. 1 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 50$).

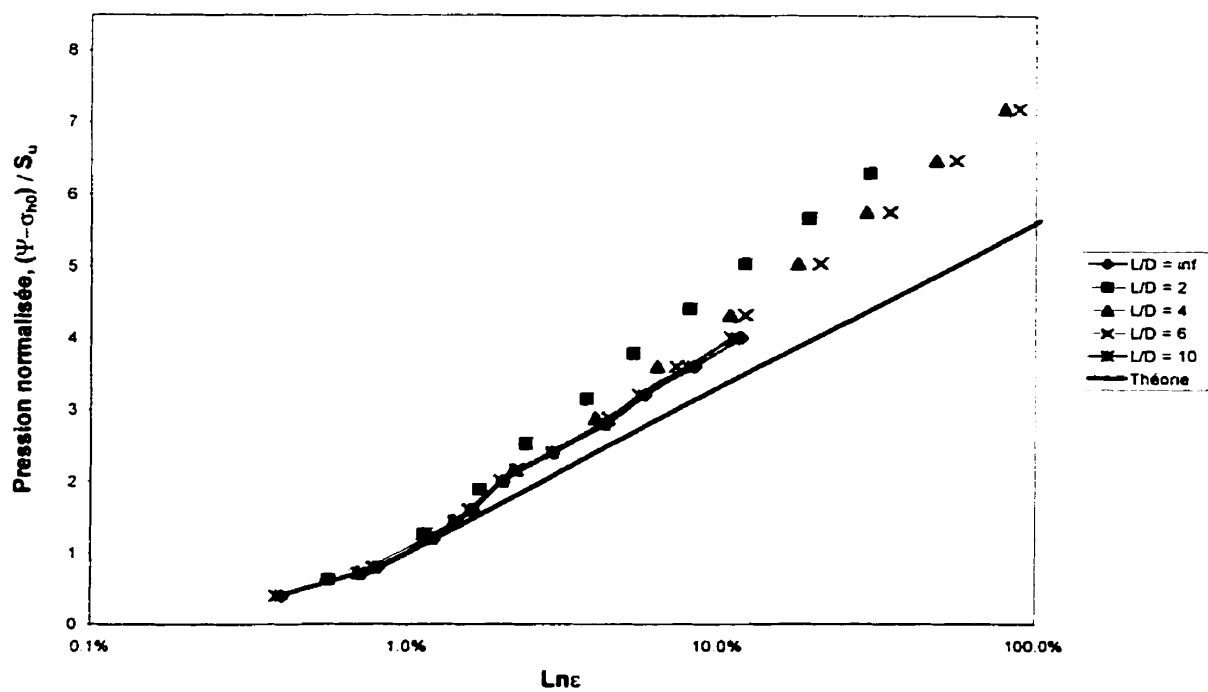


Figure B. 2 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 50$).

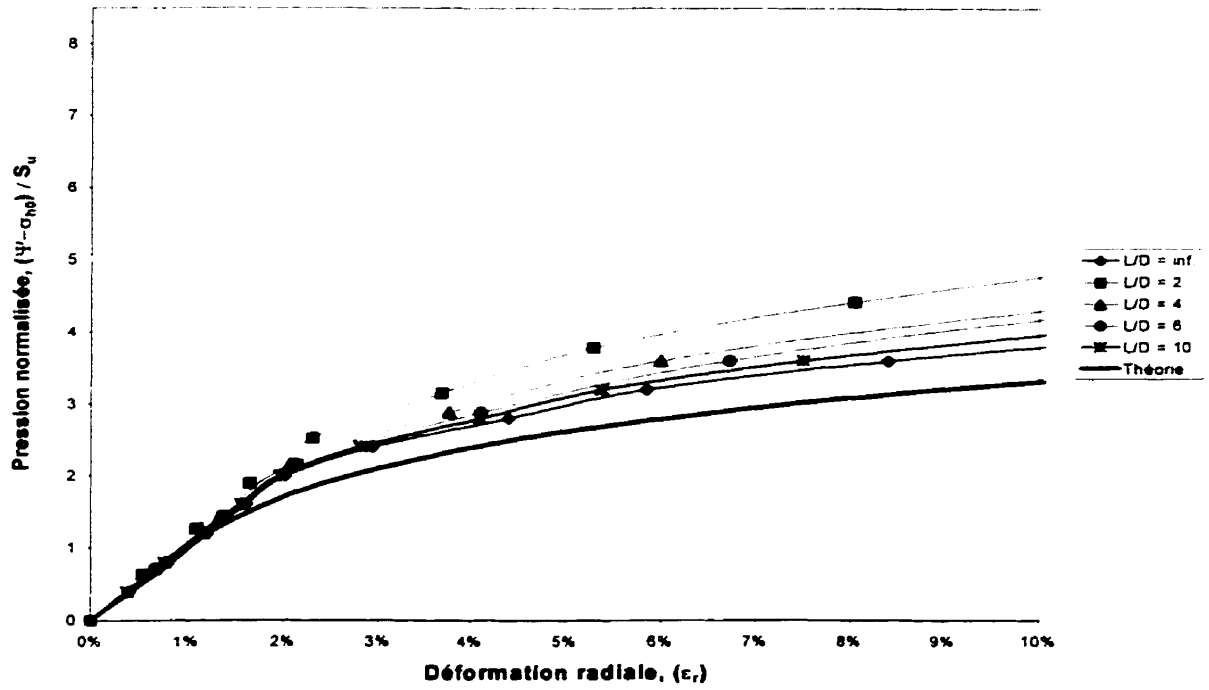


Figure B. 3 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 50$).

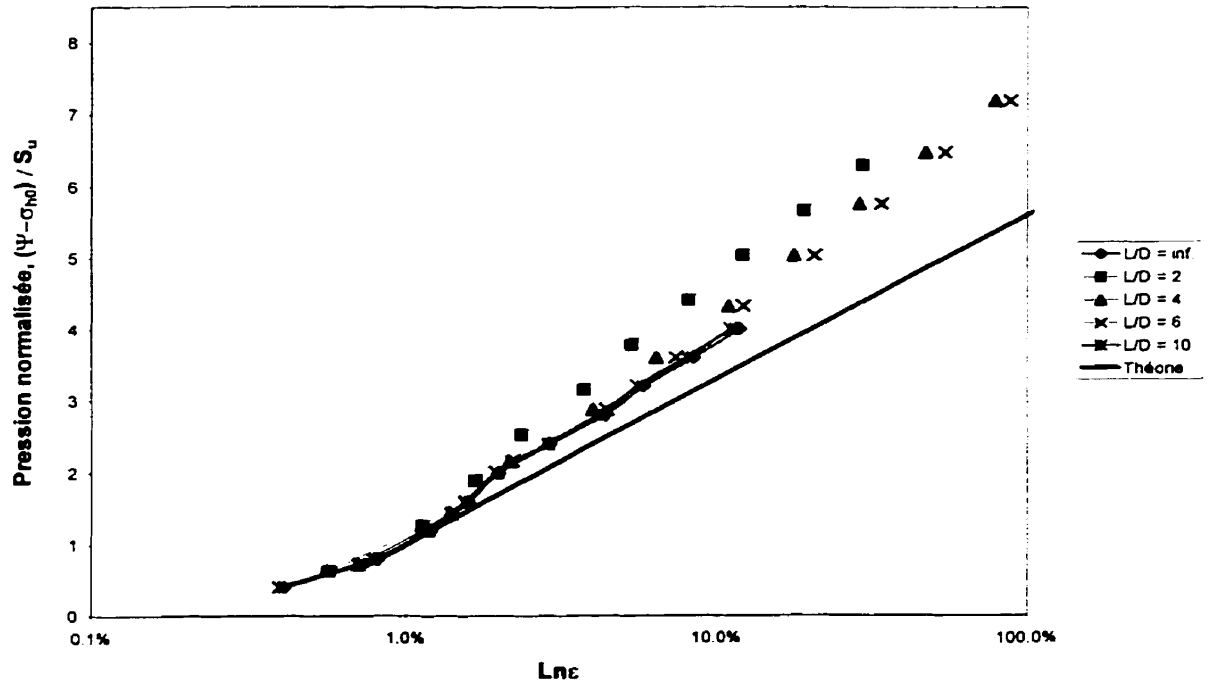


Figure B. 4 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 50$).

Tableau B. 3 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 100$.

	Critère de Von Mises				
	$I_r=100$				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D= ∞
	S_{um}	S_{um}	S_{um}	S_{um}	S_{um}
	prm21	prm16	prm11	prm06	prm01
ε_{1-1}	1.2206	1.3654	1.4415	1.5303	1.0013
ε_{1-2}	1.2287	1.3664	1.4082	1.5343	
ε_{1-3}	1.2263	1.3834	1.4106		
ε_{1-4}	1.2067	1.3049	1.4199		
ε_{1-5}	1.2198	1.3494			
ε_{1-6}	1.2370	1.3840			
ε_{1-7}	1.2615				
ε_{1-8}	1.2882				
ε_{1-9}	1.3360				
ε_{1-10}	1.3728				
Moyenne	1.2598	1.3589	1.4201	1.5323	1.0013

Tableau B. 4 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 100$.

	Critère de Von Mises				
	$I_r=100$				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D= ∞
	G_m	G_m	G_m	G_m	G_m
	prm21	prm16	prm11	prm06	prm01
ε_{1-1}	102.050	102.010	102.770	111.545	101.100
ε_{1-2}	101.750	101.990	103.320	117.430	
ε_{1-3}	101.450	102.110	104.150		
ε_{1-4}	101.505	102.930	114.995		
ε_{1-5}	101.625	106.005			
ε_{1-6}	101.815	114.875			
ε_{1-7}	102.225				
ε_{1-8}	103.180				
ε_{1-9}	106.240				
ε_{1-10}	115.140				
Moyenne	103.698	104.987	106.309	114.488	101.100

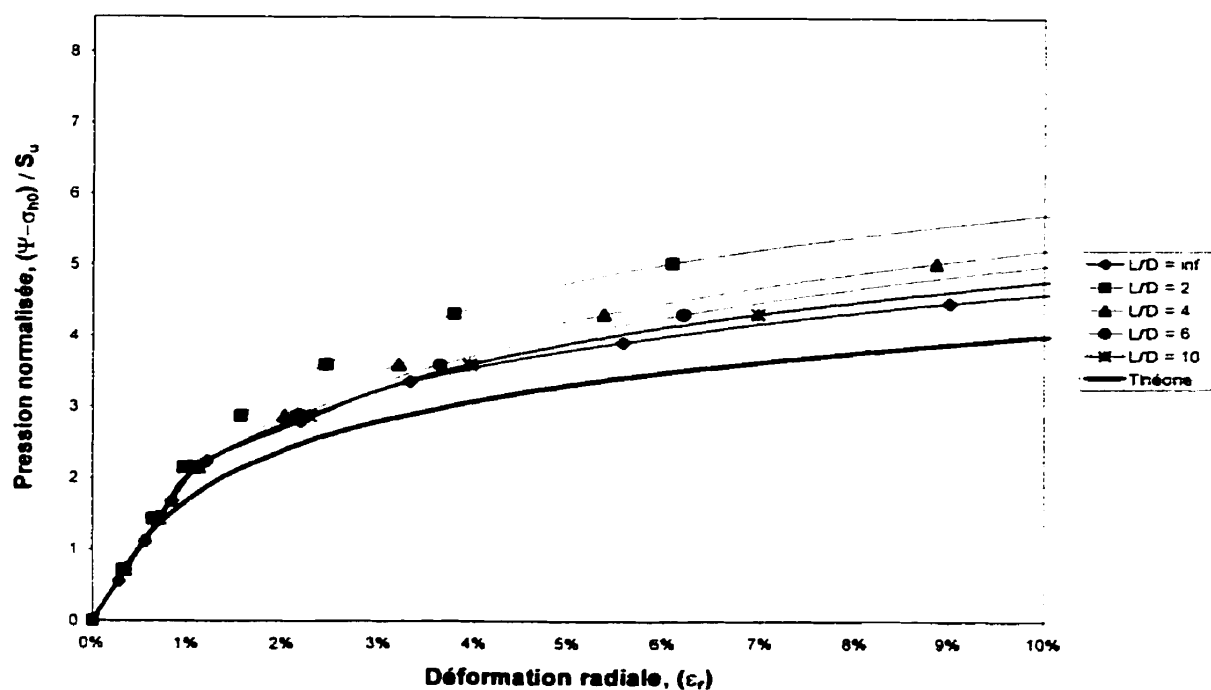


Figure B. 5 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 100$).

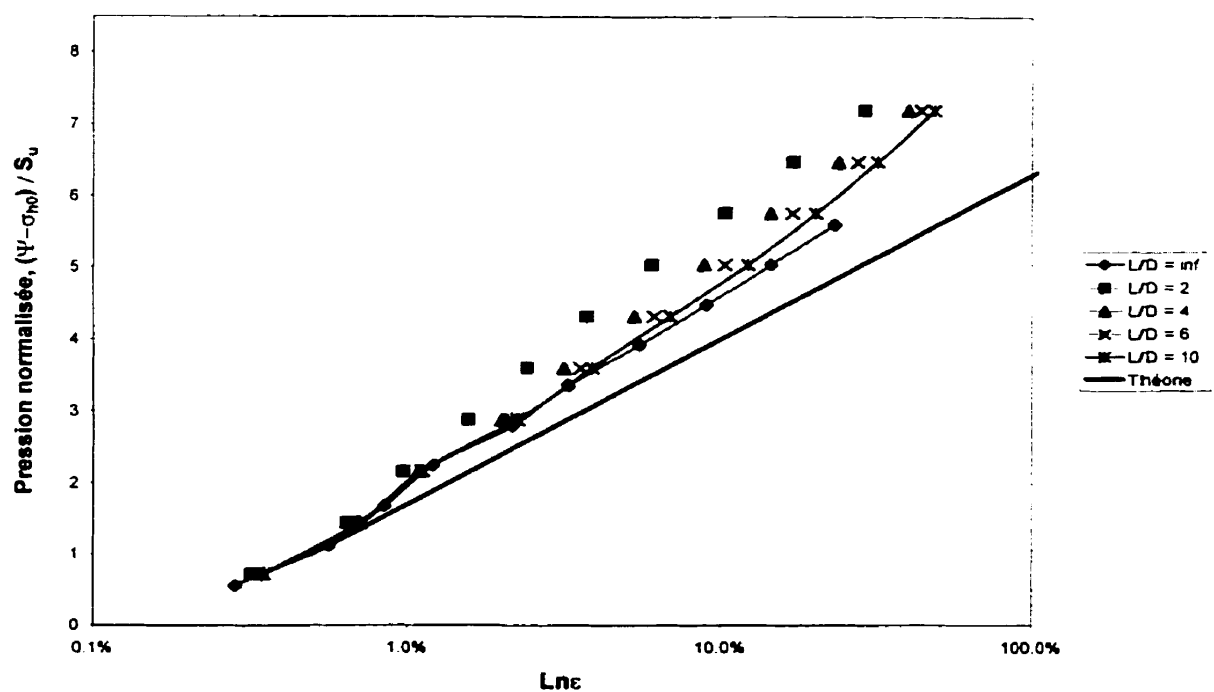


Figure B. 6 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 100$).

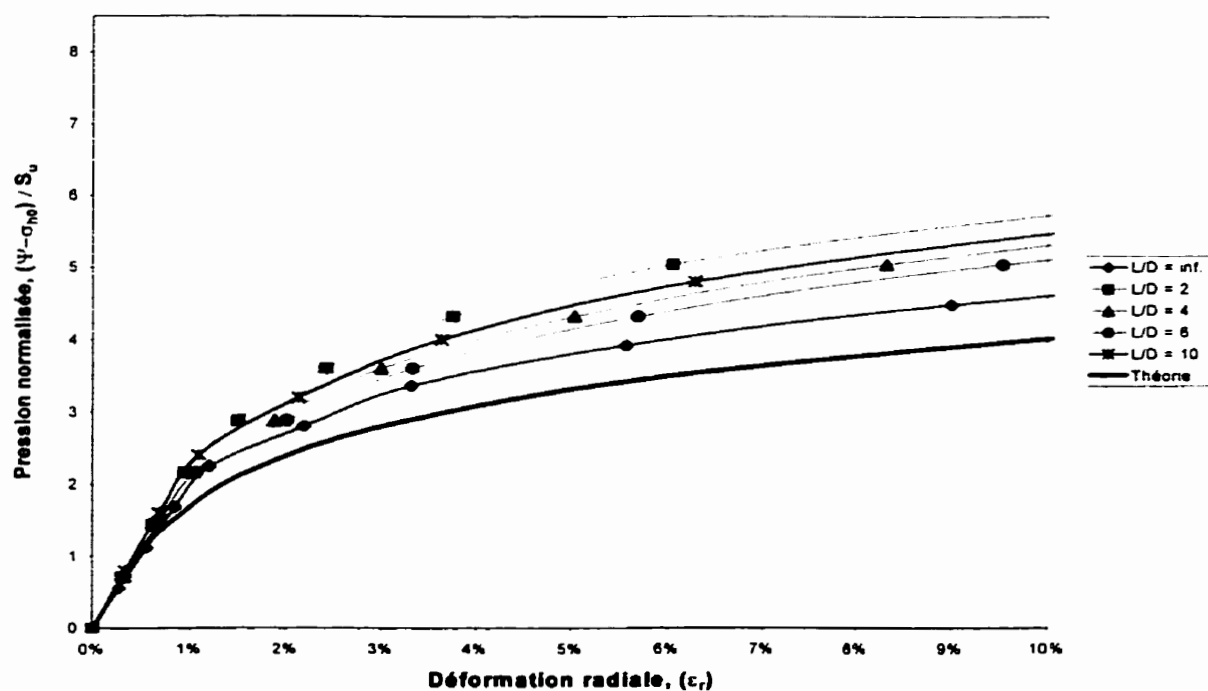


Figure B. 7 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 100$).

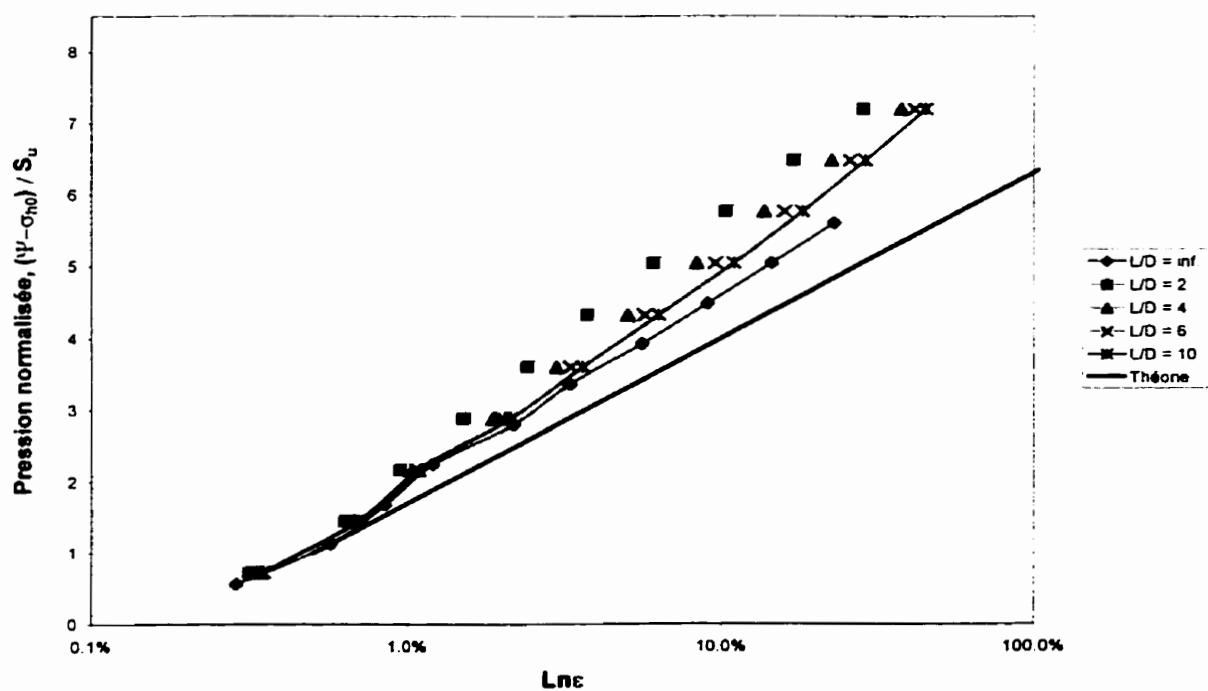


Figure B. 8 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 100$).

Tableau B. 5 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 200$.

	Critère de Von Mises				
	I _r =200				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D=∞
	S _{um}	S _{um}	S _{um}	S _{um}	S _{um}
	prm22	prm17	prm12	prm07	prm02
ε 1-1	1.2423	1.3748	1.4599	1.5435	1.0011
ε 1-2	1.2075	1.3813	1.4674	1.5141	
ε 1-3	1.2575	1.3894	1.4512		
ε 1-4	1.3140	1.3938	1.4142		
ε 1-5	1.3253	1.3976			
ε 1-6	1.3422	1.3736			
ε 1-7	1.3823				
ε 1-8	1.3851				
ε 1-9	1.3836				
ε 1-10	1.3632				

Moyenne	1.3203	1.3851	1.4482	1.5288	1.0011
----------------	---------------	---------------	---------------	---------------	---------------

Tableau B. 6 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 200$.

	Critère de Von Mises				
	I _r =200				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D=∞
	G _m	G _m	G _m	G _m	G _m
	prm22	prm17	prm12	prm07	prm02
ε 1-1	203.145	203.745	206.200	223.600	201.000
ε 1-2	202.465	203.435	205.480	216.160	
ε 1-3	201.280	202.830	210.000		
ε 1-4	201.355	203.145	219.785		
ε 1-5	202.105	207.425			
ε 1-6	202.340	219.570			
ε 1-7	202.650				
ε 1-8	203.885				
ε 1-9	208.555				
ε 1-10	220.620				

Moyenne	204.840	206.692	210.366	219.880	201.000
----------------	----------------	----------------	----------------	----------------	----------------

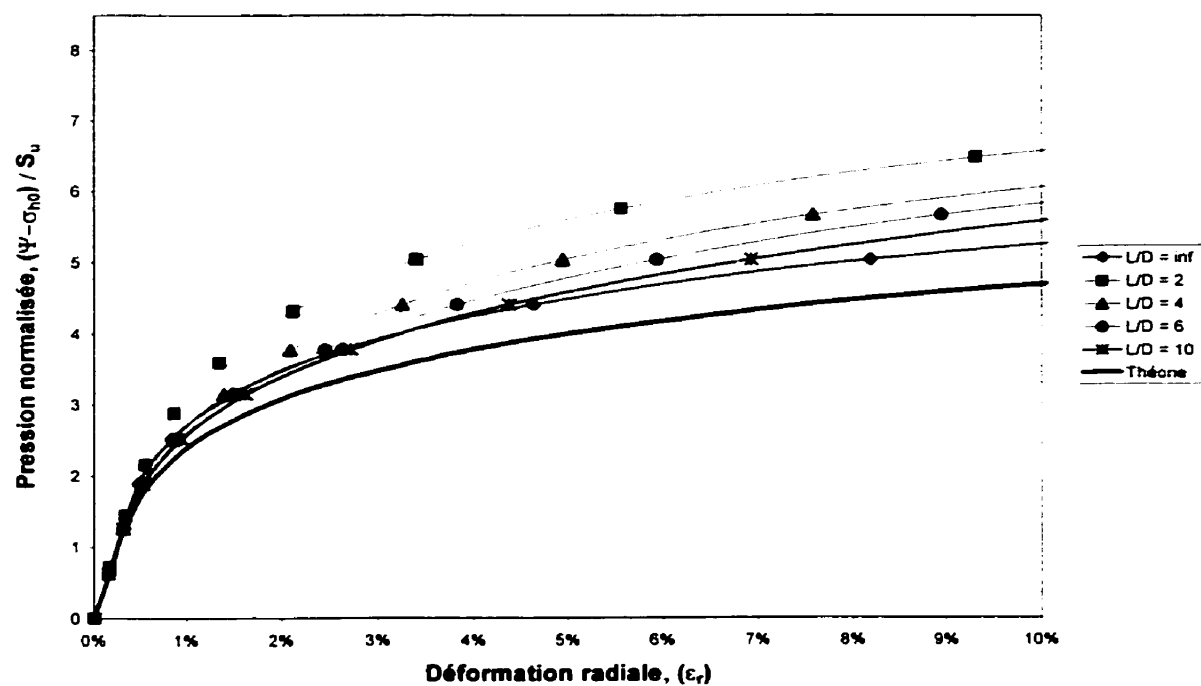


Figure B. 9 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 200$).

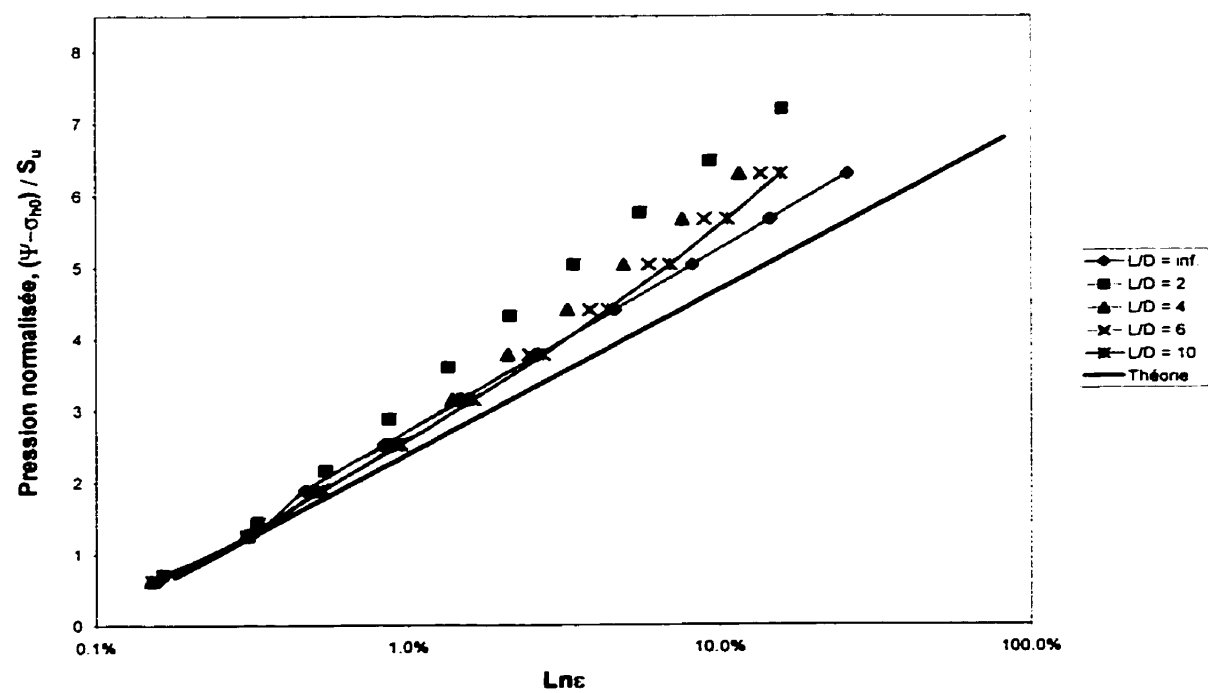


Figure B. 10 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 200$).

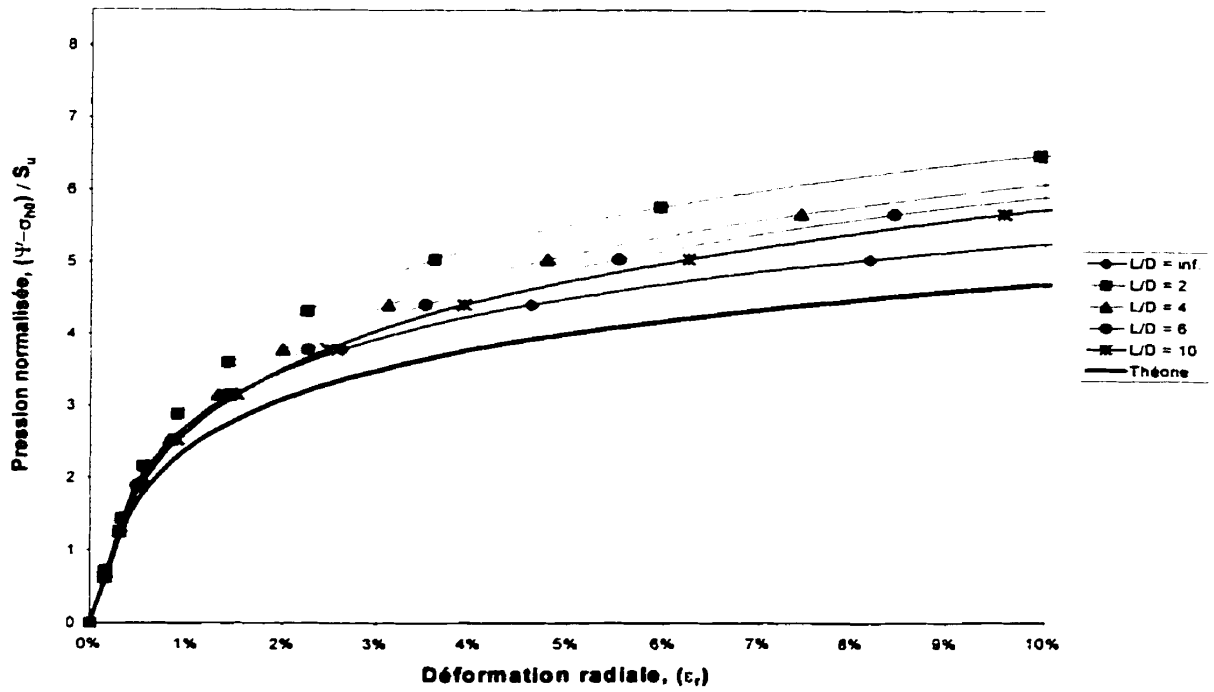


Figure B. 11 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 200$).

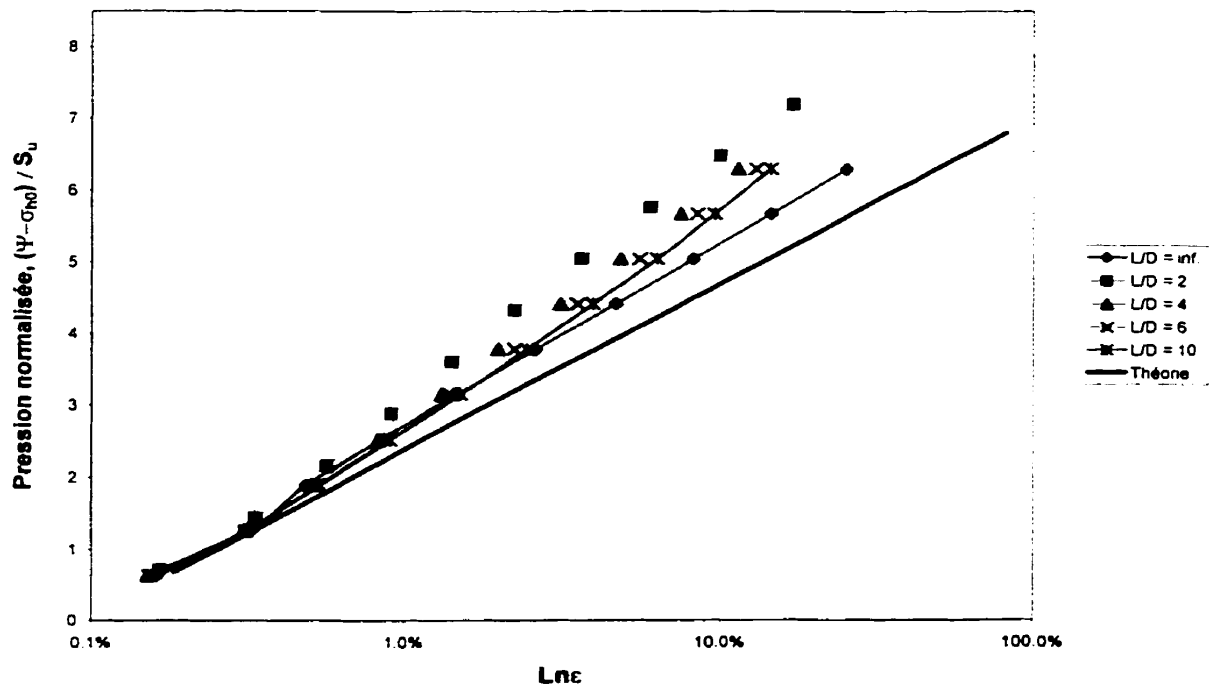


Figure B. 12 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 200$).

Tableau B. 7 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 350$.

	Critère de Von Mises				
	$I_r=350$				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D= ∞
	S_{um}	S_{um}	S_{um}	S_{um}	S_{um}
	prm23	prm18	prm13	prm08	prm03
ε 1-1	1.2708	1.4081	1.4879	1.5795	1.0006
ε 1-2	1.2789	1.4136	1.5467	1.5634	
ε 1-3	1.2739	1.4209	1.5261		
ε 1-4	1.2825	1.4069	1.5394		
ε 1-5	1.2831	1.3809			
ε 1-6	1.2815	1.3505			
ε 1-7	1.3587				
ε 1-8	1.3918				
ε 1-9	1.3718				
ε 1-10	1.3459				

Moyenne	1.3139	1.3968	1.5250	1.5715	1.0006
----------------	---------------	---------------	---------------	---------------	---------------

Tableau B. 8 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 350$.

	Critère de Von Mises				
	$I_r=350$				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D= ∞
	G_m	G_m	G_m	G_m	G_m
	prm23	prm18	prm13	prm08	prm03
ε 1-1	357.080	356.825	359.640	390.395	351.150
ε 1-2	356.315	356.760	361.625	411.085	
ε 1-3	355.175	357.270	371.710		
ε 1-4	355.175	360.295	402.460		
ε 1-5	355.680	371.060			
ε 1-6	356.315	402.180			
ε 1-7	357.780				
ε 1-8	361.140				
ε 1-9	371.885				
ε 1-10	403.015				

Moyenne	362.956	367.398	373.859	400.740	351.150
----------------	----------------	----------------	----------------	----------------	----------------

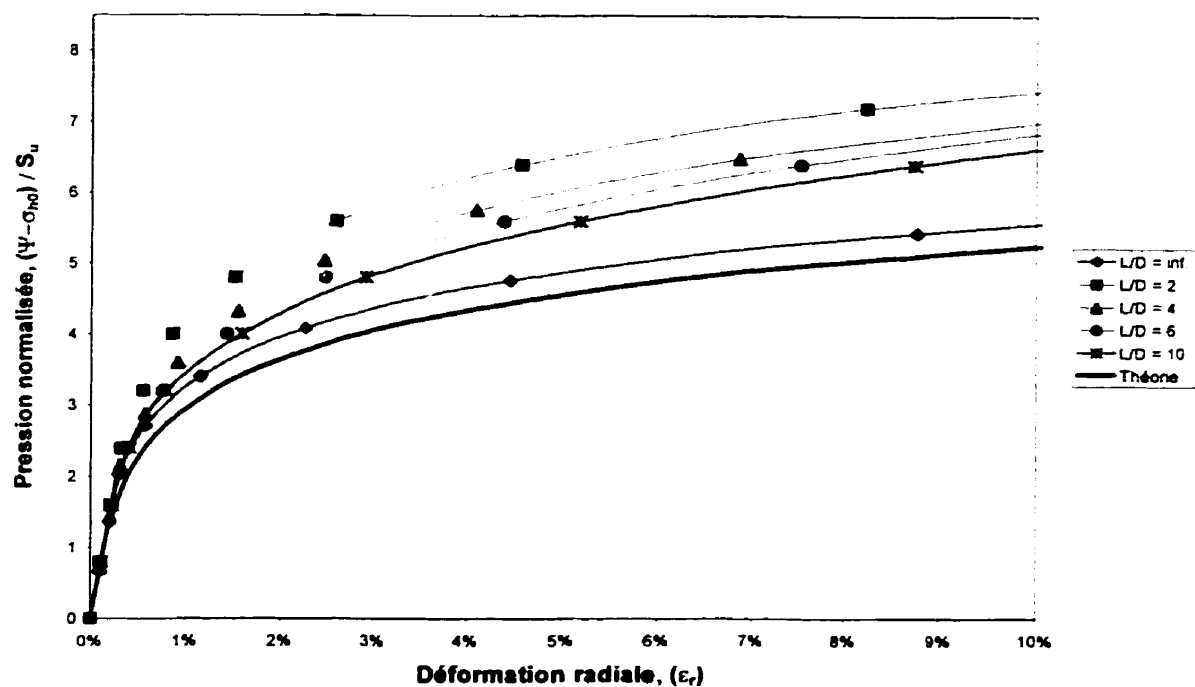


Figure B. 13 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 350$).

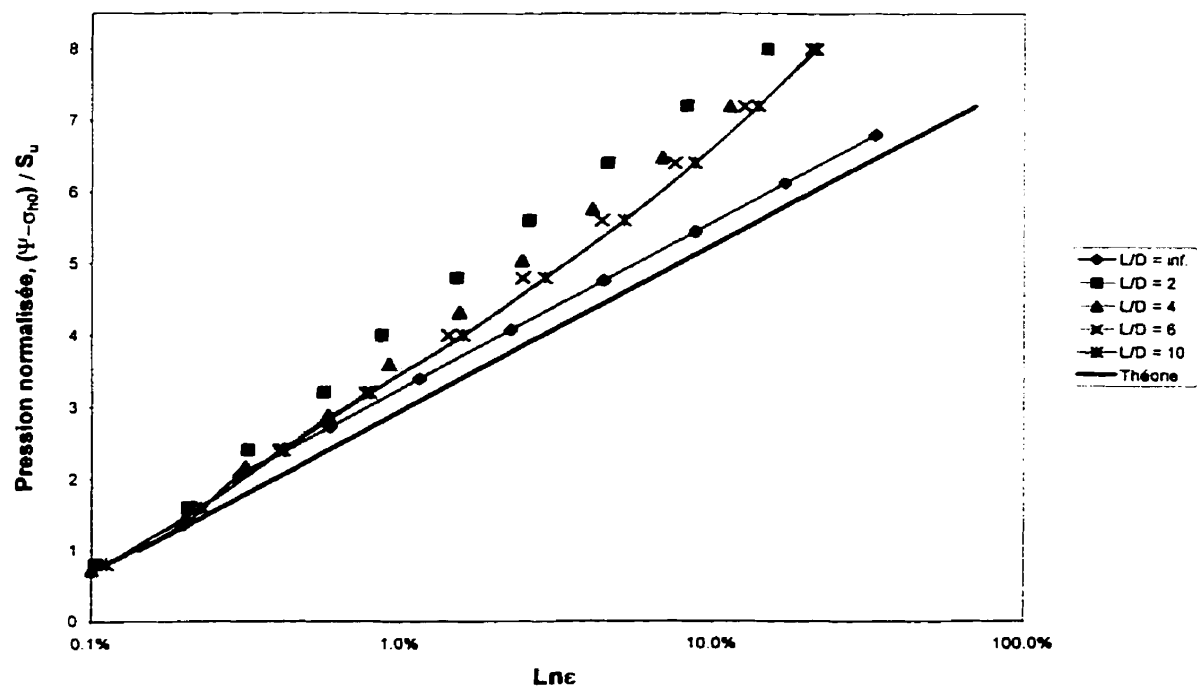


Figure B. 14 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 350$).

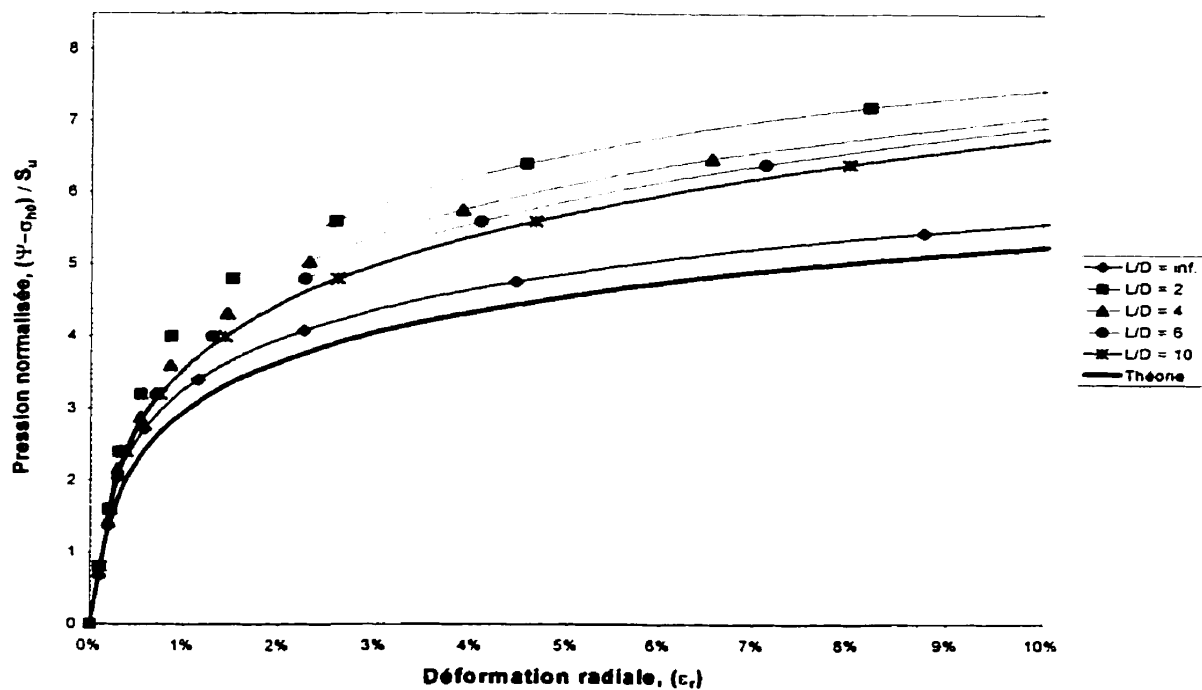


Figure B. 15 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 350$).

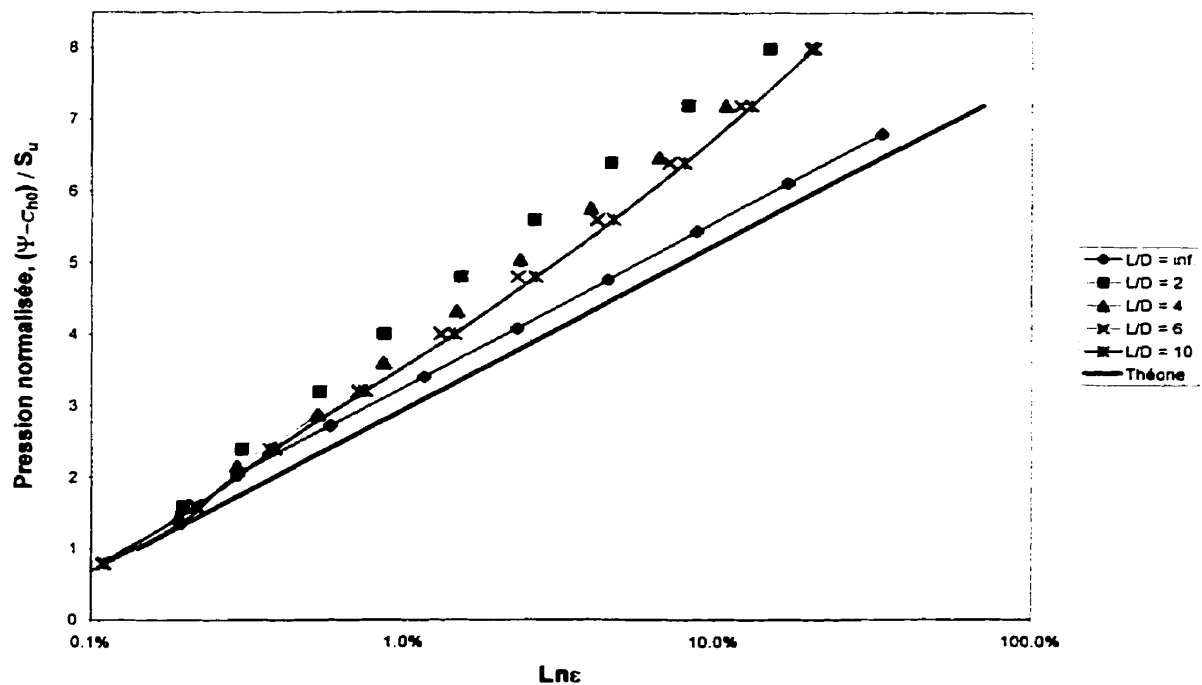


Figure B. 16 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 350$).

Tableau B. 9 : Valeurs de S_{um} dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 500$.

	Critère de Von Mises				
	I _r =500				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D=∞
	S _{um}	S _{um}	S _{um}	S _{um}	S _{um}
	prm24	prm19	prm14	prm09	prm04
ε 1-1	1.2829	1.4251	1.5052	1.5908	1.0004
ε 1-2	1.2891	1.4269	1.5259	1.5482	
ε 1-3	1.2934	1.4315	1.5583		
ε 1-4	1.3082	1.4368	1.5590		
ε 1-5	1.3609	1.4056			
ε 1-6	1.3527	1.3887			
ε 1-7	1.3419				
ε 1-8	1.3289				
ε 1-9	1.3199				
ε 1-10	1.3252				
Moyenne	1.3203	1.4191	1.5371	1.5695	1.0004

Tableau B. 10 : Valeurs de G_m dans un sol vérifiant le critère de Von Mises avec $I_r = 500$.

	Critère de Von Mises				
	I _r =500				
	L/D=10	L/D=6	L/D=4	L/D=2	L/D=∞
	G _m	G _m	G _m	G _m	G _m
	prm24	prm19	prm14	prm09	prm04
ε ₁₋₁	509.950	509.350	513.800	557.850	501.000
ε ₁₋₂	509.100	509.700	516.500	587.000	
ε ₁₋₃	507.650	510.850	520.000		
ε ₁₋₄	507.250	514.750	575.100		
ε ₁₋₅	508.050	530.100			
ε ₁₋₆	509.100	574.650			
ε ₁₋₇	511.000				
ε ₁₋₈	503.100				
ε ₁₋₉	522.750				
ε ₁₋₁₀	572.300				
Moyenne	516.025	524.900	531.350	572.425	501.000

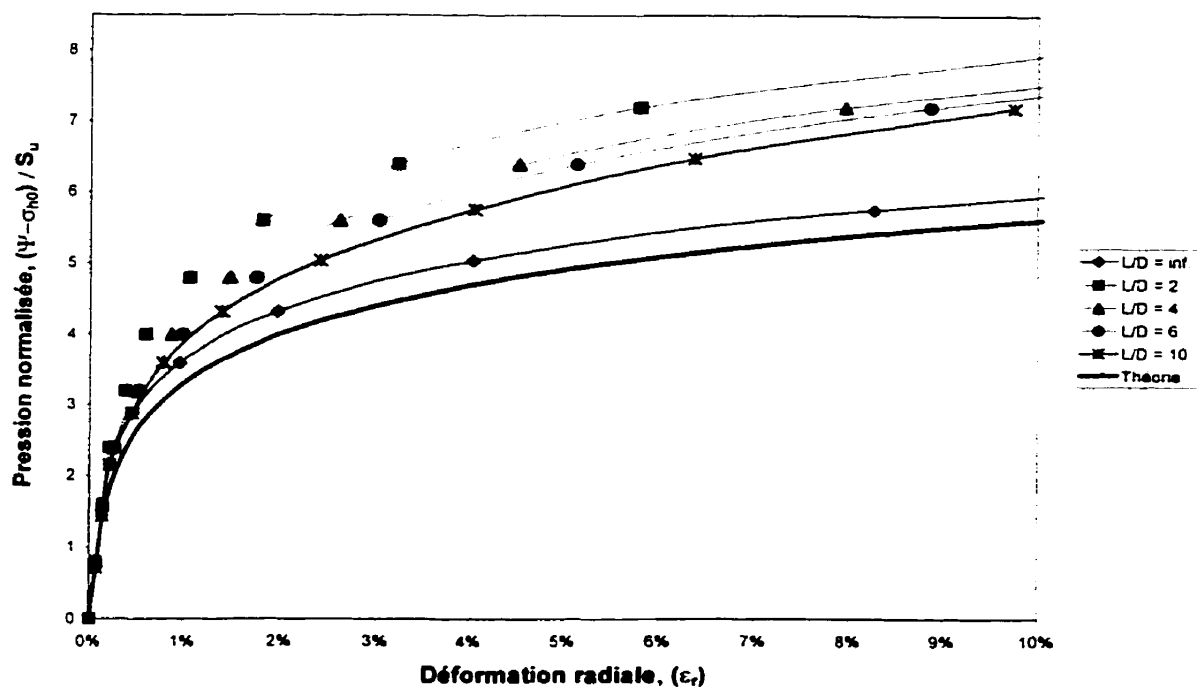


Figure B. 17 : Courbe pressiométrique au centre ($I_r = 500$).

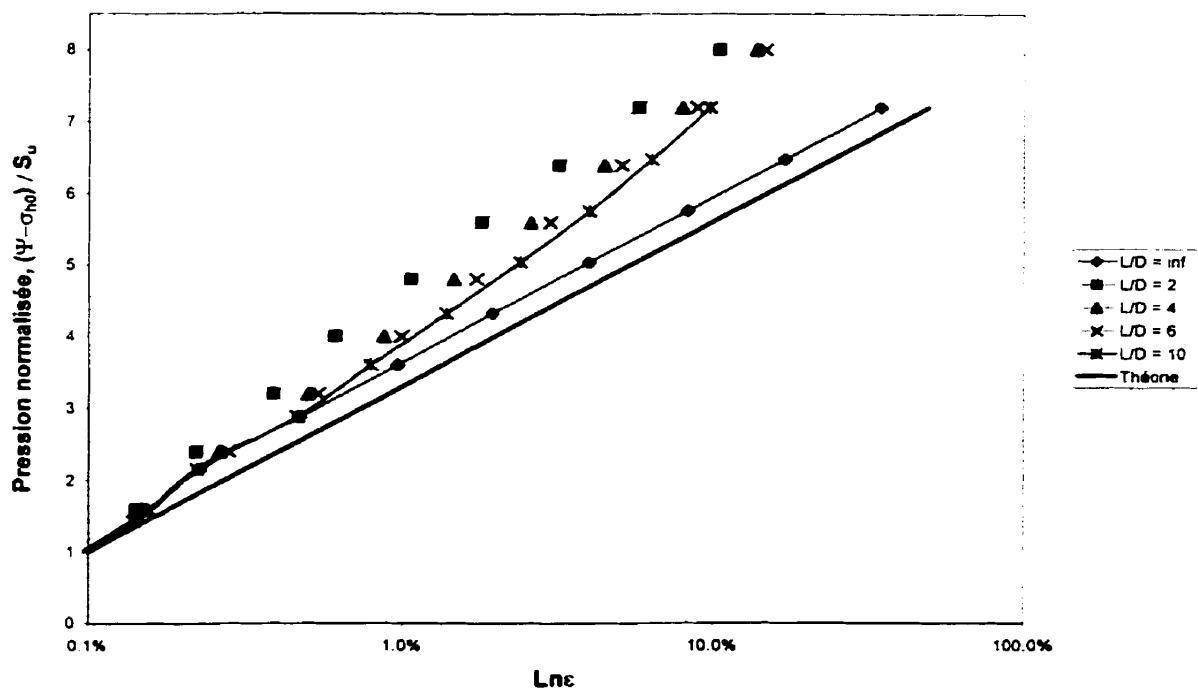


Figure B. 18 : Dérivation de la résistance au cisaillement au centre ($I_r = 500$).

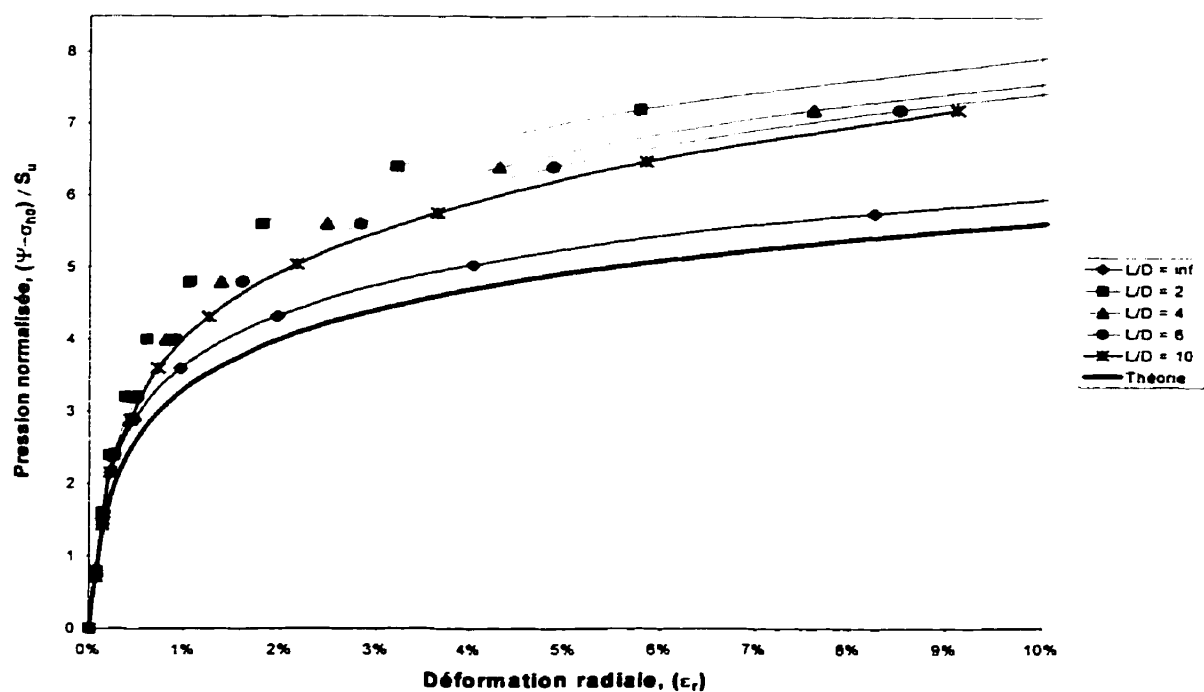


Figure B. 19 : Courbe pressiométrique moyenne ($I_r = 500$).

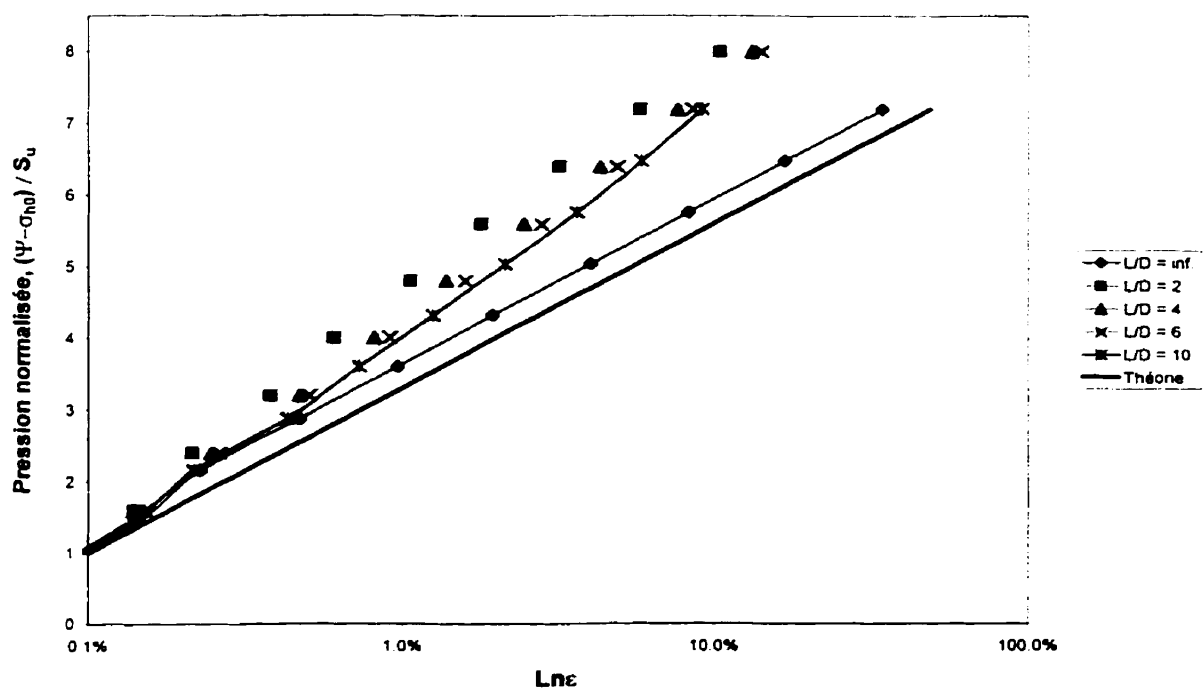


Figure B. 20 : Dérivation de la résistance au cisaillement moyenne ($I_r = 500$).

ANNEXE C

**Maillage du sol autour du pressiomètre pour
les cinq élançements**

Job Title :
From File : t00/prm00.sav

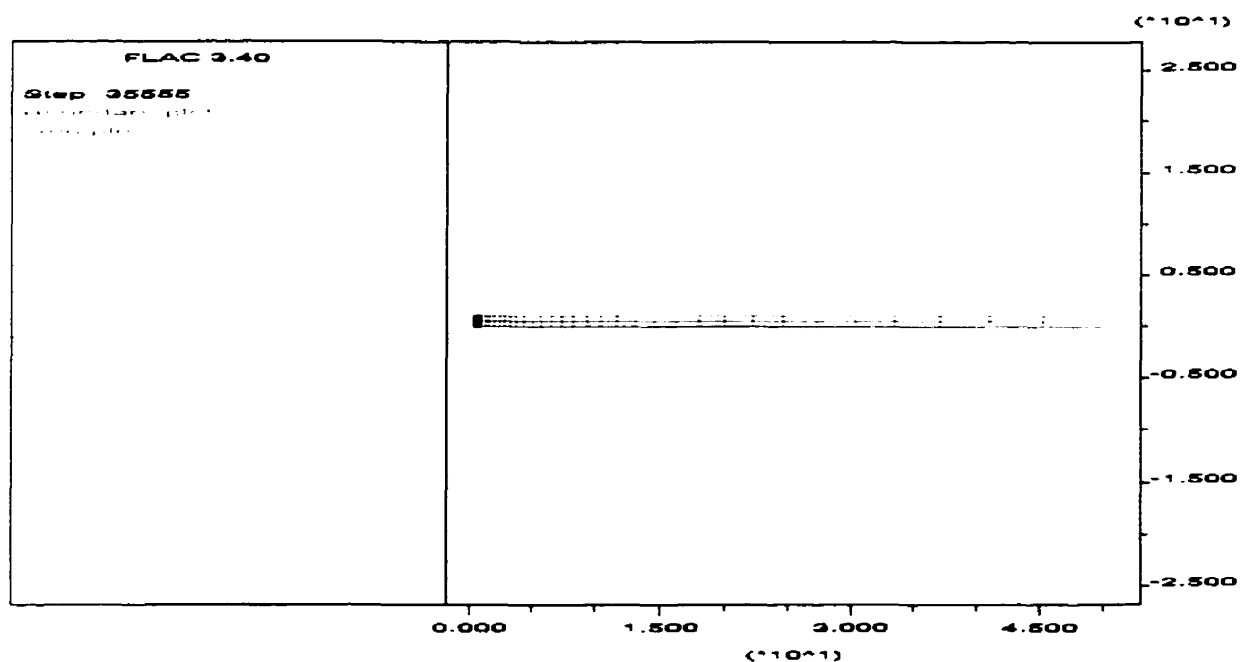


Figure C. 1 : Maillage du sol autour du pressiomètre, cavité infiniment longue ($L/D = \infty$).

Job Title :
From File :

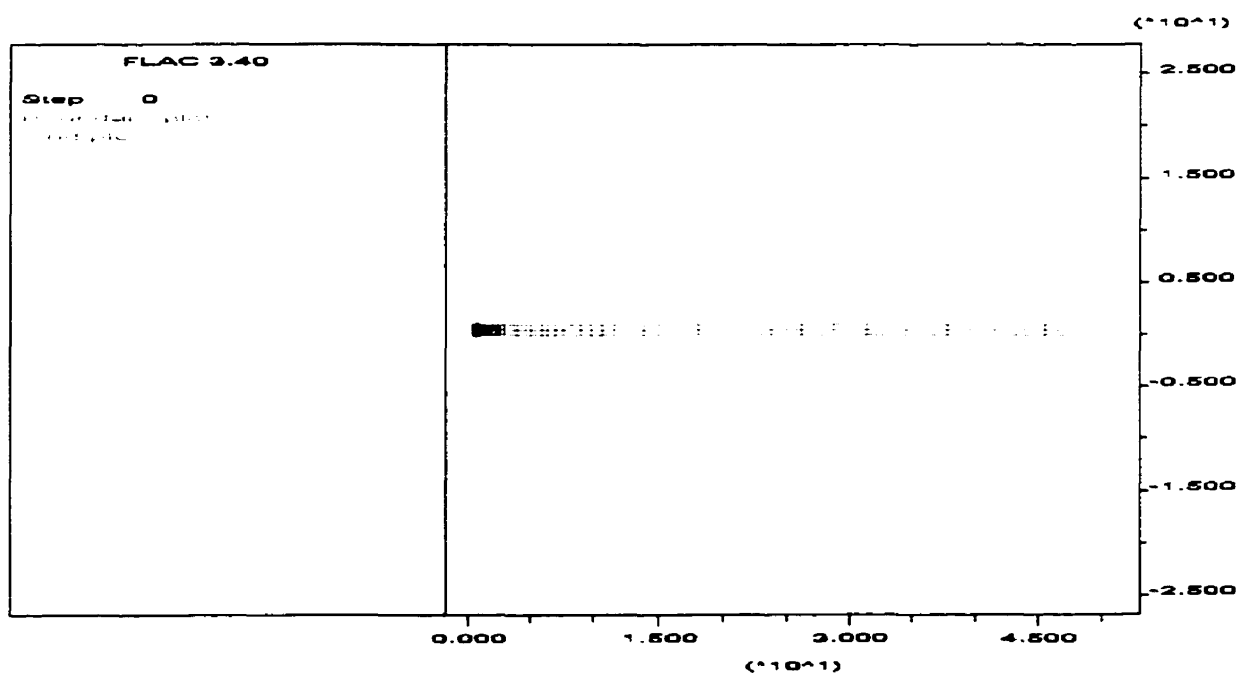


Figure C. 2 : Maillage de vérification pour une cavité infiniment longue ($L/D = \infty$).

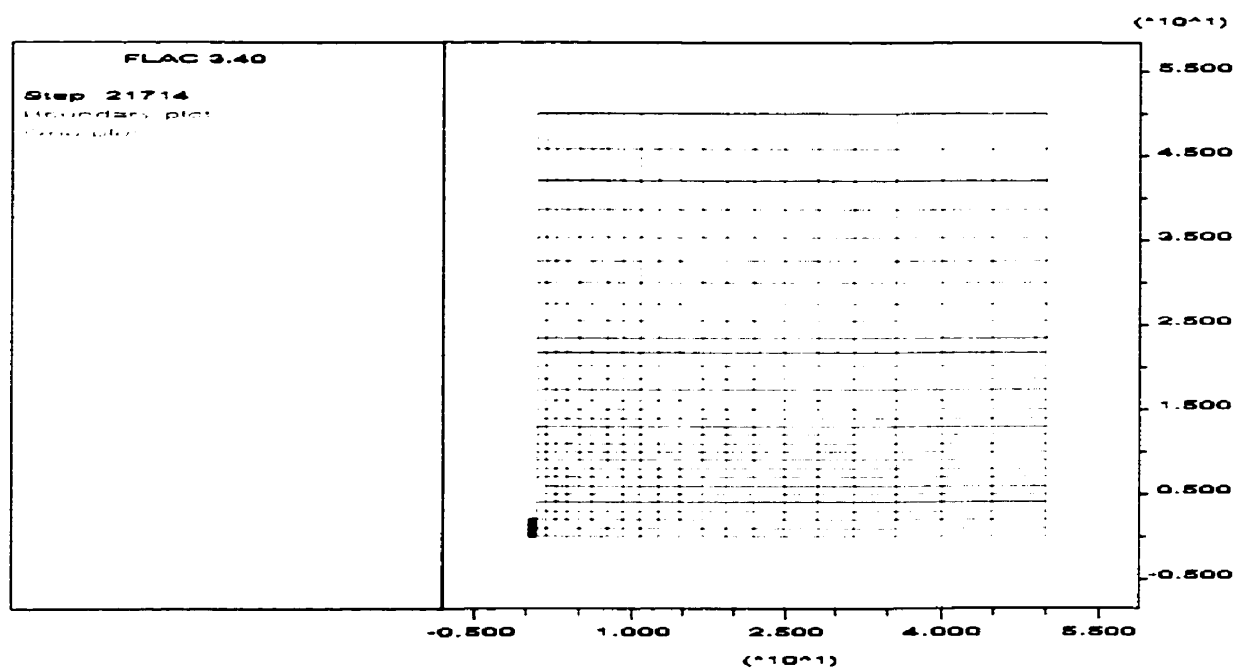


Figure C. 3 : Maillage du sol autour du pressiomètre pour un élanement 2 ($L / D = 2$).

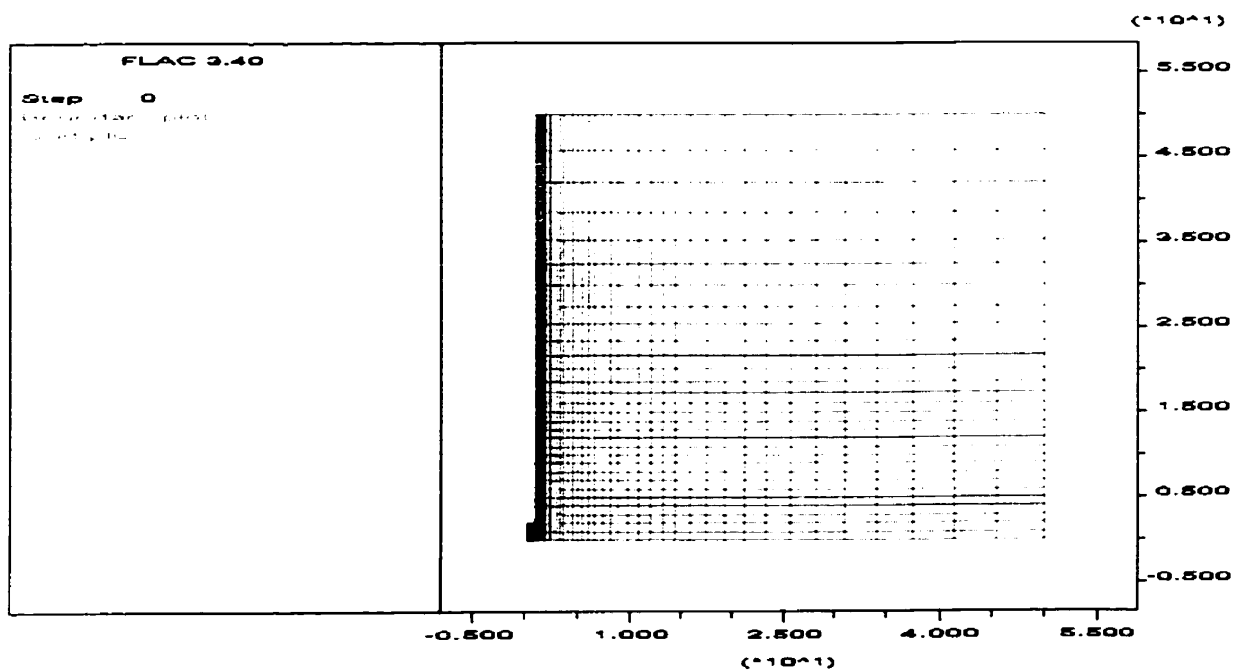


Figure C. 4 : Maillage de vérification pour un élanement 2 ($L / D = 2$).

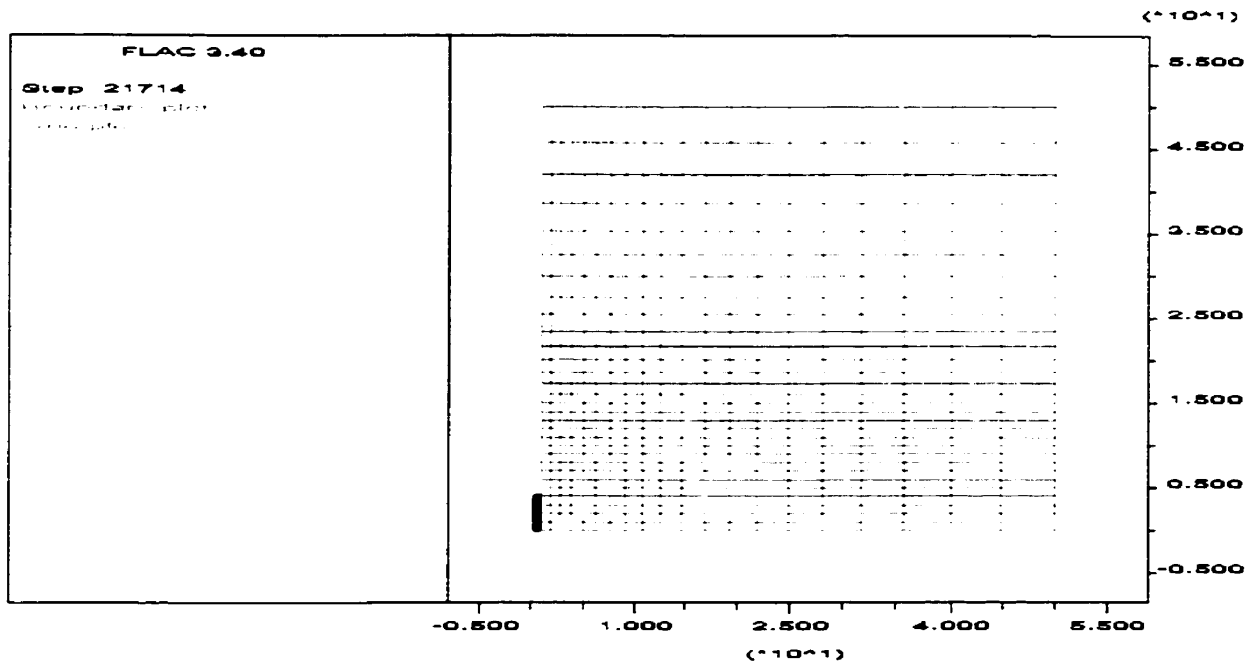


Figure C. 5 : Maillage du sol autour du pressiomètre pour un élancement 4 ($L/D = 4$).

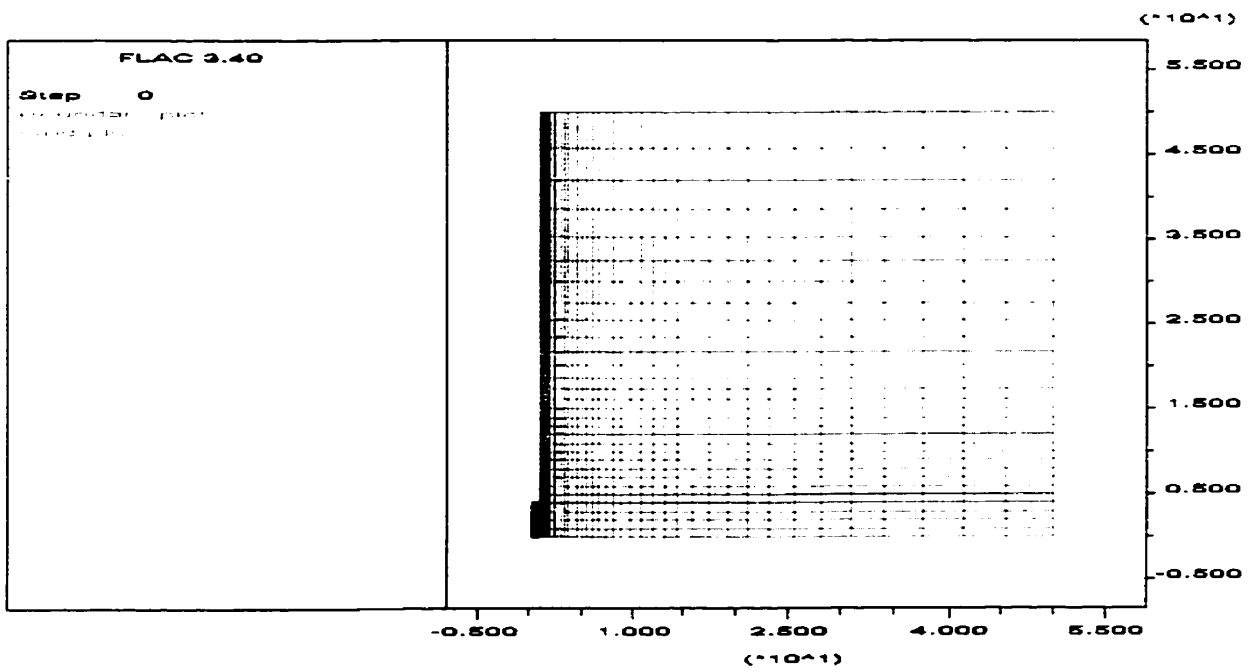


Figure C. 6 : Maillage de vérification pour un élancement 4 ($L/D = 4$).

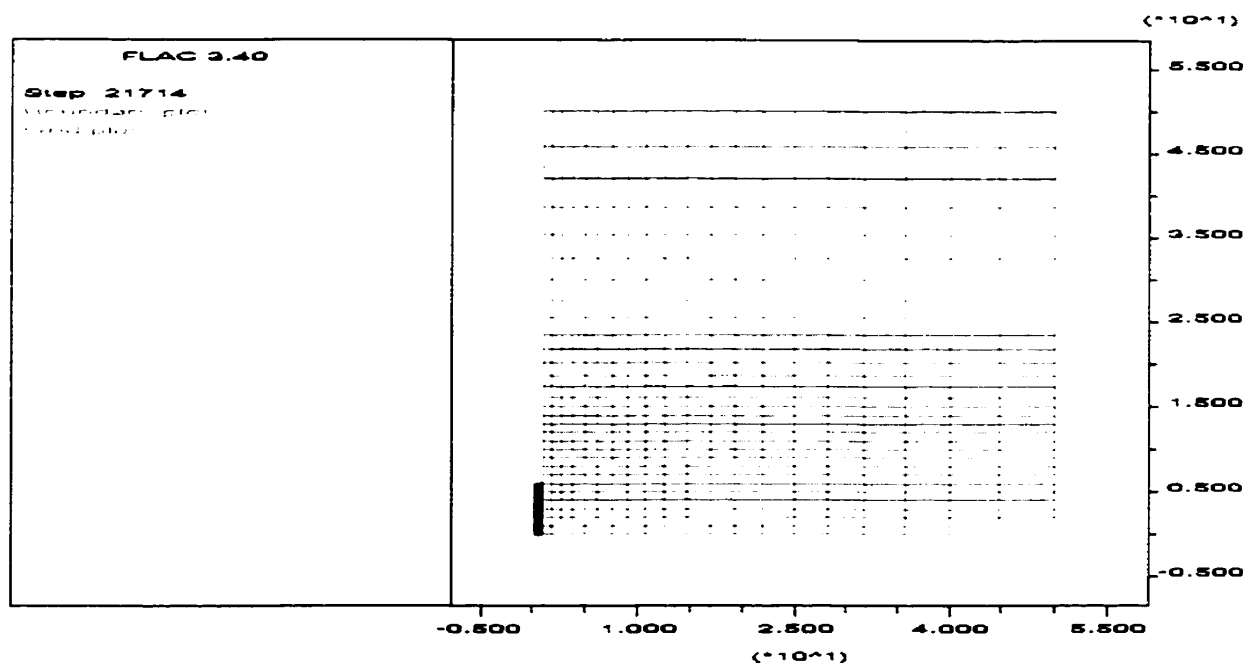


Figure C. 7 : Maillage du sol autour du pressiomètre pour un élancement 6 ($L/D = 6$).

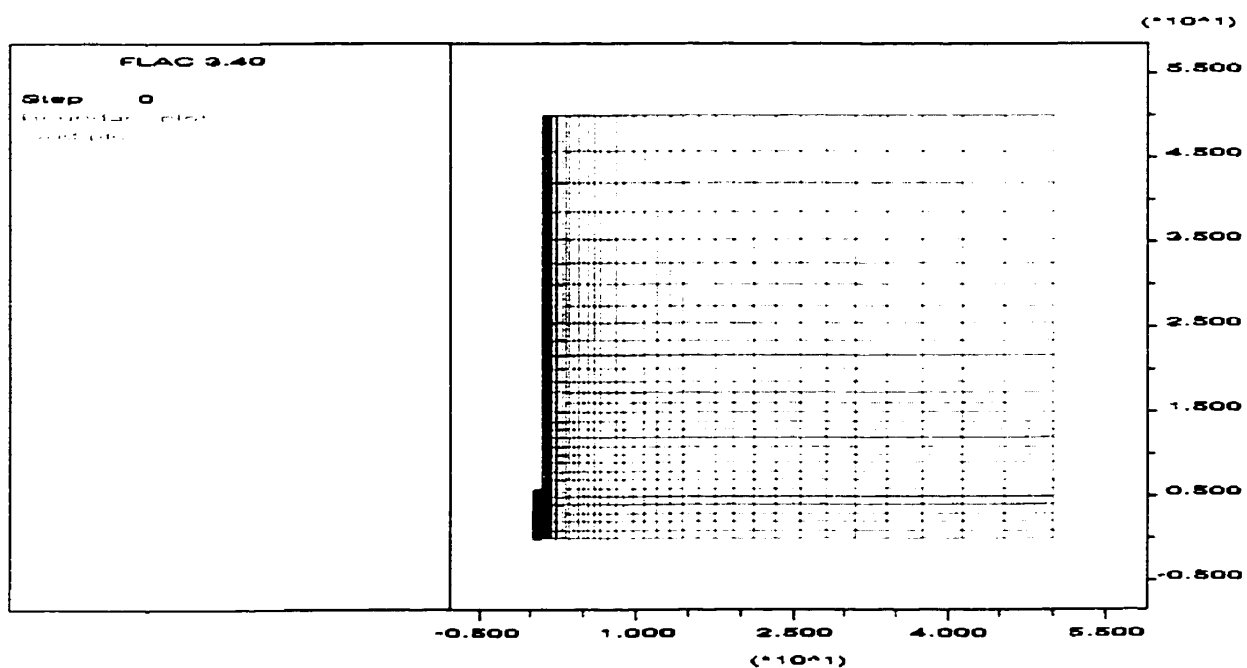


Figure C. 8 : Maillage de vérification pour un élancement 6 ($L/D = 6$).

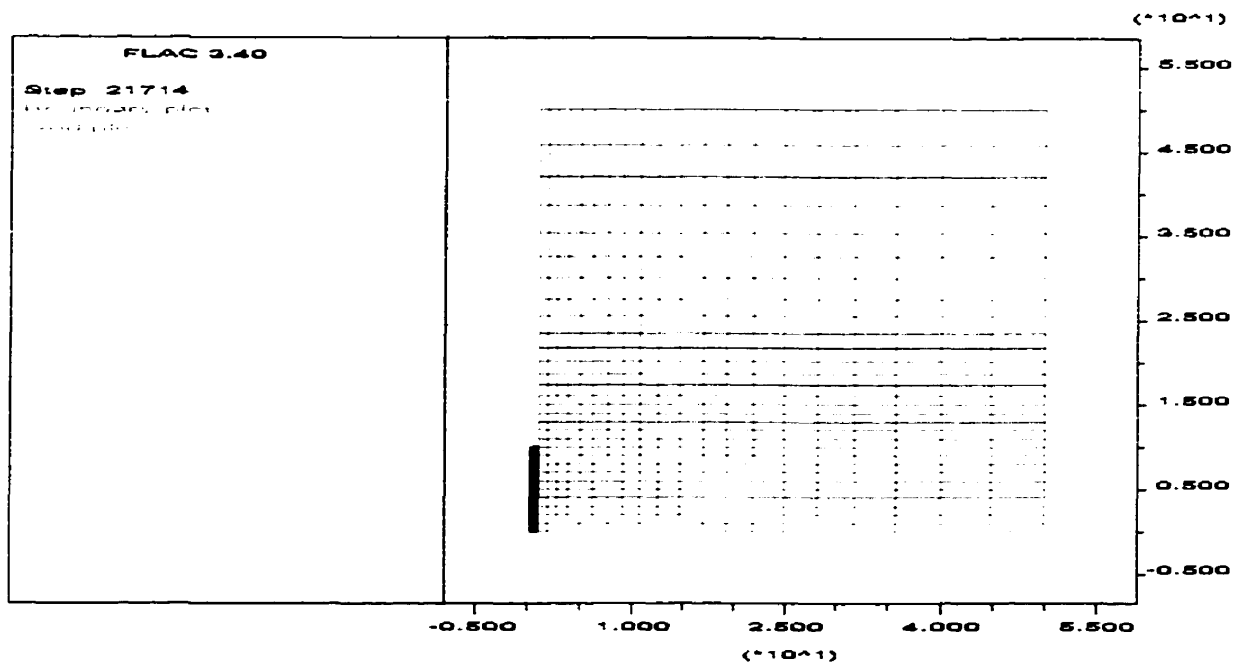


Figure C. 9 : Maillage du sol autour du pressiomètre pour un élancement 10 ($L/D = 10$).

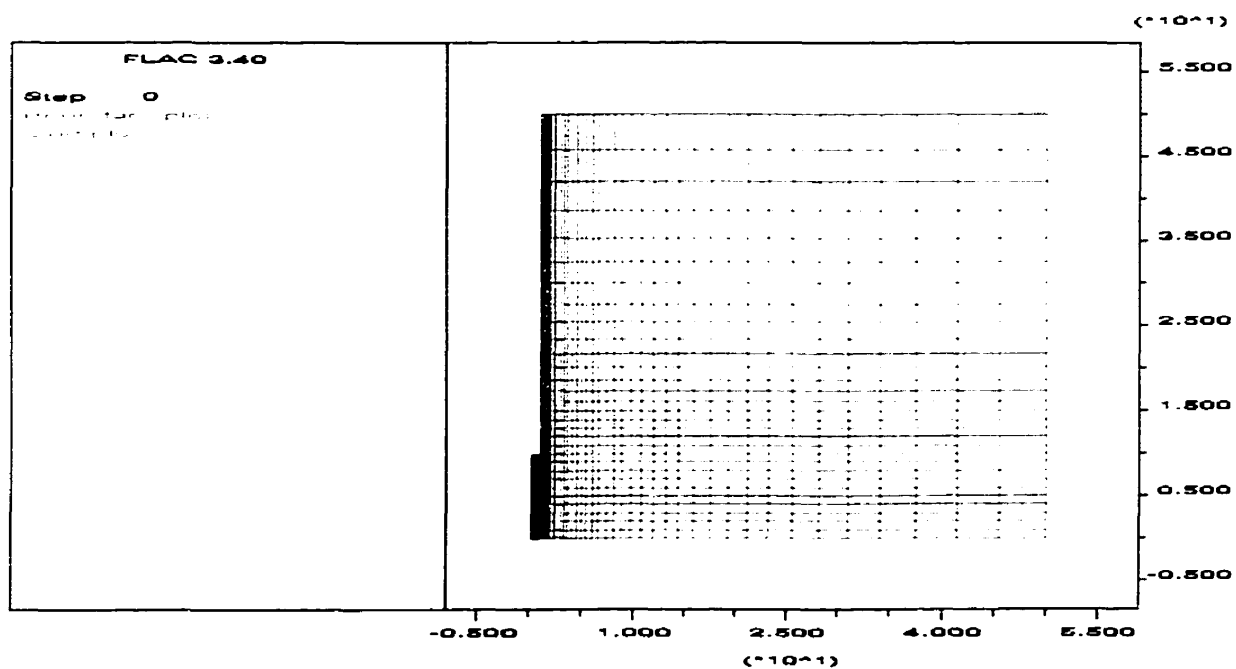


Figure C. 10 : Maillage de vérification pour un élancement 10 ($L/D = 10$).

ANNEXE D

**Distribution du déplacement radial et de la contrainte radiale
autour du pressiomètre en fin d'expansion**
(Critère de Tresca, $I_r = 200$)

Job Title : Critere de Tresca, Ir = 200, L/D = 2
From File : T07/prm07.sav

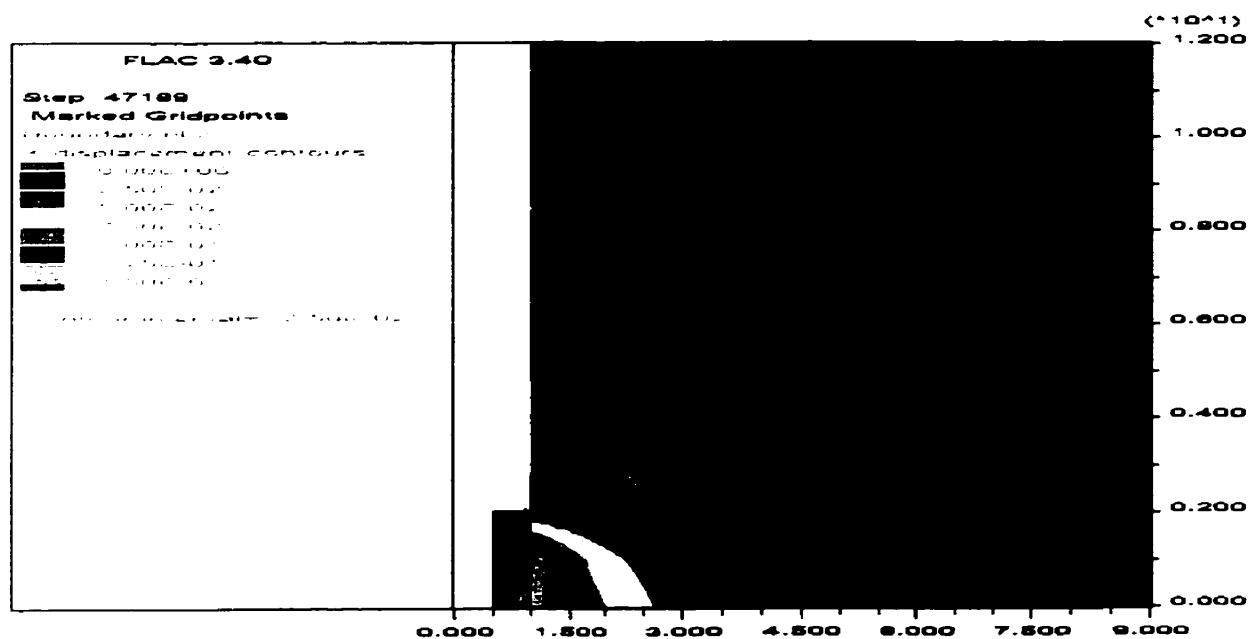


Figure D. 1 : Distribution du déplacement radiale (U_r) en fin d'expansion ($L/D = 2$).

Job Title : Critere de Tresca, Ir = 200, L/D = 2
From File : T07/prm07.sav

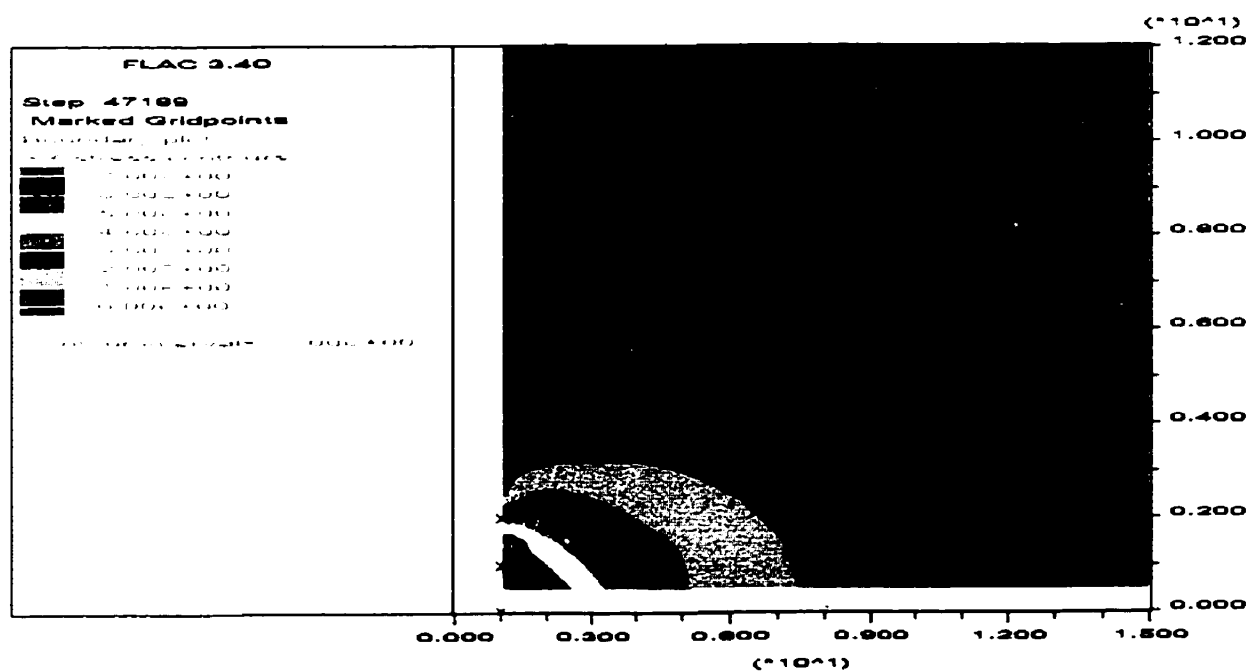


Figure D. 2 : Distribution de la contrainte radiale (σ_r) en fin d'expansion ($L/D = 2$).

Job Title : Critere de Tresca, $Ir = 200$, $L/D = 10$
 From File : T22/prm22.sav

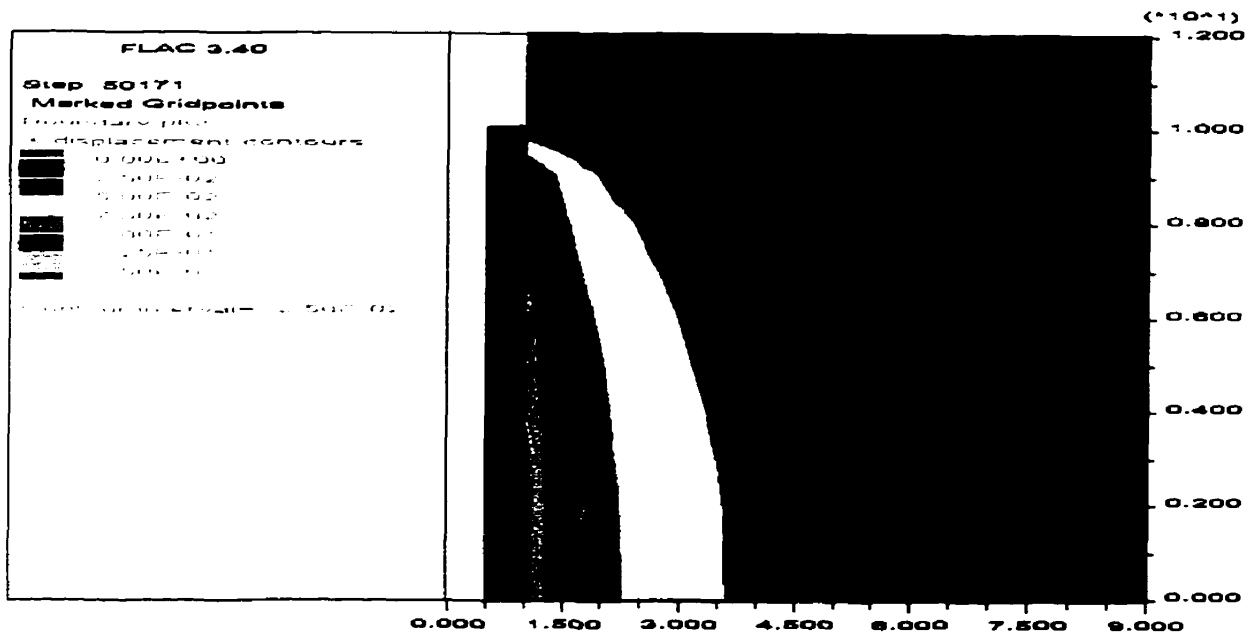


Figure D. 7 : Distribution du déplacement radiale (U_r) en fin d'expansion ($L/D = 4$).

Job Title : Critere de Tresca, $Ir = 200$, $L/D = 10$
 From File : T22/prm22.sav

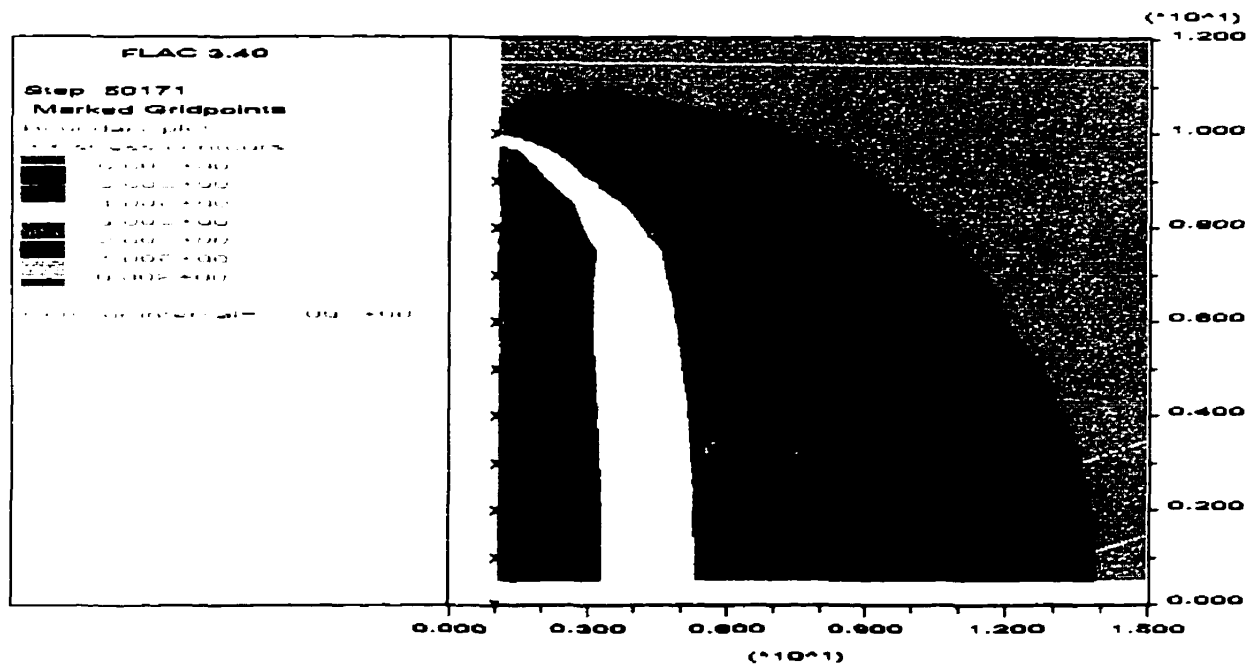


Figure D. 8 : Distribution de la contrainte radiale (σ_r) en fin d'expansion ($L/D = 10$).